

PROF. DR.-ING. F. S. ROSTÁSY
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz
Lehrstuhl für Baustoffkunde und Stahlbetonbau

TECHNISCHE UNIVERSITÄT
BRAUNSCHWEIG

3300 Braunschweig, den

Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben

VERHALTEN DYNAMISCH BEANSPRUCHTER GFK-SPANNGLIEDER

von

Prof. Dr.-Ing. F.S. Rostásy
Dr.-Ing. B. Kepp

Juni 1986

Untersuchung im Auftrag der DFG
Az.: Ro 288/18-1

Postsendungen:
3300 Braunschweig, Beethovenstraße 52
Fernschreiber: 8 52 698 lbstb d

Erfüllungsort und Gerichtsstand Braunschweig.

Fernsprecher:
391 5421
Ortskennzahl 0531
Kommt keine Verbindung zustande
bitte 391 5431 wählen

Besuchszeiten:
Montag bis Freitag 9 - 16 Uhr

Inhalt

Vorwort

Bezeichnungstabelle

1.	Einleitung	1.-1-
2.	Der Faserverbundwerkstoff des HLV-Stabes	
2.1	Herstellung und Zusammensetzung	2.-1-
2.2	Mechanische Eigenschaften	
2.2.1	Richtungsabhängige Festigkeits- und Verformungseigenschaften	2.-2-
2.2.2	Mechanisches Langzeitverhalten	
2.2.2.1	Werkstoffverhalten bei dynamischer Beanspruchung	2.-6-
2.2.2.2	Werkstoffverhalten bei Zeitstandbeanspruchung	2.-13-
3.	Stand der Entwicklung von Verankerungen für Faserverbundwerkstoffe	3.-1-
4.	Der Vergußmörtel	
4.1	Anforderungen an den Vergußmörtel und seine Zusammensetzung	4.-1-
4.2	Festigkeit und Verformungsverhalten unter Kurzzeitbeanspruchung	4.-2-
5.	Verbundverhalten des in Kunstharzmörtel eingebetteten HLV-Stabs	
5.1	Vorbemerkungen	5.-1-
5.2	Kurzzeitverbundverhalten	5.-1-
5.3	Verbundverhalten unter dynamischer Beanspruchung	5.-4-
6.	Zur Leistungsfähigkeit von Spannstahlverankerungen insbesondere unter nichtruhender Beanspruchung	6.-1-
7.	Versuche an Einstab-Vergußverankerungen	
7.1	Konstruktiver Aufbau der Einstabverankerung und Ziel der Versuche	7.-1-
7.2	Einfluß der Verbundlänge auf Ankerkraft und Stabschlupf	7.-3-
7.3	Hülsendehnung und Verteilung der Verbundspannungen	7.-5-
7.3.1	Ermittlung der Verbundspannungen	7.-5-
7.3.2	Ergebnisse der Dehnungsmessungen	7.-7-
7.4	Das Verhalten von Einstabverankerungen unter dynamischer Beanspruchung	
7.4.1	Zum Versuchsumfang und Meßverfahren	7.-9-
7.4.2	Untersuchungen zur Verbesserung des Verankerungsverhaltens bei dynamischer Beanspruchung	7.-13

7.4.3	Zugschwellversuche mit Stäben ohne Oberflächenverstärkung im Ankerbereich	7.-15-
7.4.4	Zugschwellversuche mit Stäben mit Oberflächenverstärkung im Ankerbereich	7.-17-
8.	Grundsätzliche Überlegungen zur rechnerischen Ermittlung des Tragverhaltens bei dynamischer Beanspruchung	8.-1-
9.	Schadigungsuntersuchungen durch Mikroskopie	9.-1-
10.	Zusammenfassung	10.-1-
	Literaturverzeichnis	

V o r w o r t

Zugelemente aus Faserverbundwerkstoffen gewinnen u.a. aufgrund ihrer hohen Korrosionsbeständigkeit zunehmend an Bedeutung. Mit der Werkstoffentwicklung einhergehend konnten Verankerungen entwickelt werden, die durch Berücksichtigung der spezifischen Werkstoffeigenschaften durchaus in der Lage sind, deren statische Zugfestigkeit verlustfrei zu nutzen. In ähnlicher Weise wie beim Spannstahl ist das Verhalten der verankerten Zugelemente unter dynamischer Belastung jedoch dadurch gekennzeichnet, daß die Verankerungen versagensauslösend sind, was wiederum zu einem vergleichsweise niedrigen "dynamischen Wirkungsgrad" führt.

Über die Ursachen dieses niedrigen Wirkungsgrades wird berichtet. Die erforderlichen Versuche wurden ausschließlich unter Verwendung von Stäben aus Glasfaserverbundwerkstoff mit einer Matrix, bestehend aus ungesättigtem Polyester (GF-UP), durchgeführt.

Der Deutschen Forschungsgemeinschaft sei für die finanzielle Förderung dieses Forschungsvorhabens herzlich gedankt.

3300 Braunschweig, Juni 1986

Die Autoren

Bezeichnungen

soweit im Text nicht erläutert

1. Große Buchstaben

A_S, A_{GF}	Querschnittsfläche der Stahlhülse bzw. des GF-Stabes
$E_{GF}, E_H, E_{HÜ}$	Elastizitätsmodul der Glasfaser, des Harzes bzw. der Hülse
EP	Epoxidharz
F	Kraft
F, F_N, F_{Sp}	Verbund-, Nennbruch-, Spanngliedkraft
F_{usp}	rechnerische Spanngliedkraft im Bruchzustand
FVW	Faserverbundwerkstoff
GF	Glasfaserverbundwerkstoff
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
GSS	Glasseidenschlauch
K	Klemmkraft
L	Ankerlänge
N, N_g, N_u	Lastspielzahl, Grenzlastspielzahl, Bruchlastspielzahl
U	Umfang
UP	Ungesättigtes Polyesterharz

2. Kleine Buchstaben

d_{GF}, d_S	Durchmesser des GF-Stabes, des Stahlstabes
f_R	bezogene Rippenfläche
h	Höhe des Probekörpers
$l_{Ü}, l_V$	Länge der Überlappung, des Verbundes
n	E-Modulverhältnis E_{GF}/E_S

P_r	Radialpressung
t, t_d	Zeit, Standzeit
t_v	Dicke der Verbundschicht
v	Relativverschiebung
x, x_0	Ankerkoordinaten

3. Griechische Buchstaben

β	Festigkeit
ϵ	Dehnung
σ_L, σ_N	Spannung in Längs-, in Querrichtung
μ	Reibungsbeiwert
	Flächenverhältnis A_{GF}/A_S
τ	Schub- bzw. Verbundspannung
τ_{ad}, τ_R	adhäsiver Verbund, Restverbund
τ_{um}	Mittelwert der Verbundspannung im Bruchzustand
τ_{mu}	Mittlere Verbundspannung im Bruchzustand (über Länge oder Umfang gemittelt)
$\bar{\tau}$	der Rechnung zugrundegelegte Verbundspannung
θ	Randwinkel
φ	Glasgehalt in Vol.-%

1. EINLEITUNG

Die Spannbetonbauweise beruht darauf, daß ein Betonbauteil vor dem Aufbringen einer äußeren Last in der Zugzone vorgedrückt wird. Ein Vorteil dieser Bauweise besteht darin, daß der Beton, je nach dem Grad der Vorspannung, rissearm bis rissefrei gehalten werden kann. Dazu wird der Spannstahl - bei der hier ausschließlich betrachteten Vorspannung mit nachträglichem Verbund - gegen das Bauteil gespannt und anschließend verankert. Das den Spannstahl umgebende Hüllrohr bildet einen Gleitkanal und erlaubt dessen ungehinderte Dehnung beim Vorspannen. Der Schutz des Spannstahls vor Korrosion wird, sofern es sich wie zuvor beschrieben um Vorspannung mit nachträglichem Verbund handelt, durch die Alkalität des Porenwassers im Einpreßmörtel, mit dem die verbliebenen Hohlräume des Hüllrohres verfüllt werden, gewährleistet. Bei Vorspannung mit sofortigem Verbund sind die angespannten Spannstähle direkt im Konstruktionsbeton eingebettet, der aufgrund seiner Alkalität in gleicher Weise einen Korrosionsschutz bewirkt.

Im Zuge von Untersuchungen an bestehenden Brücken /7/ wurde festgestellt, daß der Korrosionsschutz der Spannstähle im mit Einpreßmörtel verpreßten Hüllrohr in Einzelfällen nicht oder nur unvollkommen gegeben war. Schäden an Spannbetonbauteilen haben - soweit sie auf Spannstahlkorrosion zurückzuführen sind - zu Überlegungen geführt, auf welche Weise der Korrosionsschutz zu verbessern ist. Bei der Suche nach den Ursachen für die Gefährdung durch Korrosion des Stahls sind zwei Zeiträume zu unterscheiden:

- Vor dem Verpressen des Spannkanals bleibt der Spannstahl in bestimmten Fällen, die durch den Bauablauf bedingt sind, u. U. mehrere Wochen ungeschützt im Bauwerk. Die Korrosionsgefährdung nimmt zu, wenn der Spannstahl bereits angespannt ist.
- Nach dem Verpressen können dann Probleme entstehen, wenn das Verpressen des Spannkanals nur unvollständig gelungen ist. In diesem Fall verbleibt der Spannstahl also bereichsweise ohne Schutz. Kommen weitere

ungünstige Umstände hinzu, wie sie bei unzureichender Betonverdichtung und undichten Hüllrohren vorliegen, so kann das eindringende Niederschlagswasser eine die Standsicherheit gefährdende Spannungsrißkorrosion oder Wasserstoffrißkorrosion hervorrufen.

Mit dem gewachsenen Bewußtsein gegenüber diesen Gefahren sind die Bemühungen verstärkt worden, den Spannstahl durch temporäre Maßnahmen /13/ im unverpreßten Zustand während des Bauzustands zu schützen sowie durch eine Verbesserung der Verpreßtechnologie /6/ den permanenten Schutz sicherzustellen.

Daneben gibt es Bemühungen, den Spannstahl durch Verzinkung/29/ bzw. Beschichtung /5/, beispielsweise mit Epoxidharzen, dauerhaft zu schützen. Diese Maßnahmen haben sich in der Bundesrepublik Deutschland bisher nicht durchsetzen können, da beispielsweise die Auswirkung einer Verzinkung auf die möglichen Veränderungen mechanischer Eigenschaften nicht abgesichert bekannt ist bzw. die Zuverlässigkeit einer Beschichtung, unter Berücksichtigung des Reibvorgangs an Umlenkungen des Spannstahls während des Anspannens, in Frage zu stellen ist.

Alternativ bot sich an, die Eignung von Faserverbundwerkstoffen FVW für die Verwendung im Spannbetonbau zu untersuchen /27,30/ FVW weisen eine Zugfestigkeit auf, die der von Spannstahl kaum nachsteht. Sie sind zugleich in hohem Maße korrosionsbeständig.

Aus der Vielzahl an möglichen Faser-Matrix-Kombinationen kommt aus wirtschaftlichen und mechanischen Gründen das GF-UP bevorzugt in Betracht. Dieser FVW besteht aus E-Glasfasern und einem UP-Matrixharz. Diese Stoffe werden zu Rundstäben beliebigen Durchmessers verarbeitet. Die grundsätzliche Eignung dieses Werkstoffs zur Vorspannung von Betonbauwerken wurde bereits vor mehreren Jahren nachgewiesen /10,34/.

Die Verfasser dieses Berichts haben im Rahmen eines vom Bundesministerium für Forschung und Technologie geförderten F.u.E.-Vorhabens die Aufgabe übernommen, zur Verwirklichung der GF-Vorspannung Spanngliedverankerungen für unterschiedliche Aufgaben zu entwickeln.

1. Für die Vorspannung mit nachträglichem Verbund muß zur kontinuierlichen Steigerung der zulässigen Vorspannkraft eine zunehmende Zahl von HLV-Stäben innerhalb einer Ankerbauart verankert werden;
2. Für Werkstoffuntersuchungen an HLV-Stäben muß eine Verankerung zur Verfügung stehen, die die verlustfreie Festigkeit des HLV-Materials festzustellen erlaubt;
3. Für die Vorspannung mit sofortigem Verbund ist die Bereitstellung eines Temporärankers erforderlich. Mit dieser wird der HLV-Stab so lange gegen das Spannbett verankert, bis der Beton des Bauteils eine ausreichend hohe Druckfestigkeit erreicht hat.

Die Lösung dieser Aufgabe stellte sich als schwierig heraus, da die werkstoffspezifischen Eigenschaften des GF-UP von denen des Spannstahls entscheidend abweichen. Der Gedanke, FVW für den Betonbau zu nutzen, wird seit mehr als 30 Jahren verfolgt /10, 14/. Ebenso lange wird, wenn auch nicht kontinuierlich, an der Entwicklung geeigneter Verankerungen gearbeitet. Übersichten über die diesbezüglichen Entwicklungsergebnisse sind in /31/ enthalten und im Abschnitt 3 aufgenommen. Heute stehen sowohl für die temporäre Verankerung als auch zur permanenten Krafteinleitung in Spanngliedern anwendungsreife Systeme zur Verfügung.

Das Ziel des Forschungsvorhabens "Verhalten dynamisch beanspruchter GFK-Spannglieder" bestand darin, Gesetzmäßigkeiten über das Verhalten verankerter GF-UP-Stäbe bei schwellender Beanspruchung zu finden, Strukturschäden im Stab bzw. Zerstörungsmechanismen in der Grenzschrift zum Stab zu untersuchen und auf stofflich-konstruktivem Wege die Dauerschwingfestigkeit der Verbindung Spannstab/Verankerung anzuheben.

Die Versuche wurden ausschließlich mit einem GF-UP-Verbundwerkstoff der Bayer AG durchgeführt. Das Produkt trägt die Firmenbezeichnung HLV. In diesem Bericht werden die Bezeichnungen GF-UP und HLV nebeneinander und gleichbedeutend verwendet.

Der Abschnitt 2 enthält Angaben zu den mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs. Insbesondere wird auf sein Verhalten bei nichtruhender Beanspruchung eingegangen.

In Abschnitt 3 wird auf die Entwicklung von Verankerungen für Faserverbundwerkstoffe eingegangen. Hier wird die Vergußrohrverankerung beschrieben, die aufgrund ihrer hohen Leistungsfähigkeit praktische Anwendung bei der Verankerung von HLV-Spanngliedern findet.

Der Abschnitt 4 befaßt sich mit dem bei der Vergußrohrverankerung verwendeten Kunstharzvergußmörtel. Hier wird auf dessen Zusammensetzung und dessen mechanische Eigenschaften eingegangen.

Das Verbundverhalten zwischen HLV-Stab und Vergußmörtel wird im Abschnitt 5 behandelt. Der Schwerpunkt der durchgeführten Untersuchungen betrifft den Verbund unter nichtruhender Beanspruchung.

Bevor auf die Verankerungsuntersuchungen - insbesondere zum Verhalten bei dynamischer Beanspruchung - eingegangen wird, stellt Abschnitt 6 zum Vergleich den Entwicklungsstand von Spannstahlverankerungen dar. Hierbei wird deutlich, daß zwischen den mechanischem Wirkungsgraden unter statischer bzw. dynamischer Beanspruchung eine Kluft besteht.

In Abschnitt 7 wird über die Untersuchungen zum Verhalten von Einstab-Vergußrohrankern berichtet. Es wird auf Möglichkeiten eingegangen, die dynamische Festigkeit der Verankerung zu verbessern. Die Auswirkung stofflich-konstruktiver Veränderungen wird demonstriert.

Abschnitt 8 beinhaltet einen theoretischen Ansatz zur rechnerischen Behandlung des Verankerungsverhaltens bei dynamischer Belastung. Abschnitt 9 enthält das Ergebnis der durchgeführten Mikrountersuchungen zur Ermittlung der Werkstoffschädigung im Ankerbereich. Abschnitt 10 gibt eine Zusammenfassung zum Verhalten von verankertem Faserverbundwerkstoff unter dynamischer Beanspruchung.

2. DER FASERVERBUNDWERKSTOFF DES HLV-STABES

2.1 Herstellung und Zusammensetzung

Der HLV-Stab wird in einem kontinuierlichen Ziehverfahren aus Glasfasern und ungesättigtem Polyesterharz gefertigt. Die Fasern werden durchgehend, d. h. ungestoßen angeordnet. Um sie vor mechanischen Beschädigungen zu schützen, werden sie unmittelbar nach ihrer Herstellung mit einer sog. Schlichte umhüllt. Dieser Schicht kommt die zusätzliche Aufgabe zu, die Haftung der Kunstharzmatrix auf der Faseroberfläche zu verbessern. Die Aushärtung des Stabes erfolgt thermisch unter Verwendung von Peroxiden. Auf diese Weise lassen sich Stäbe beliebiger Länge herstellen, die zur Lagerung und zum Transport in Ringen aufgehaspelt werden. Über das Produktionsverfahren wurde mehrfach berichtet [17, 30, 39]. Die folgenden Bilder zeigen eine Aufsicht auf die Oberfläche des HLV-Stabes, bei dem die deckende Harzschicht weitgehend abgeätzt wurde, sowie einen Querschnitt durch den Stab. Die Aufnahmen entstanden mit Hilfe eines Rasterelektronenmikroskops (REM).

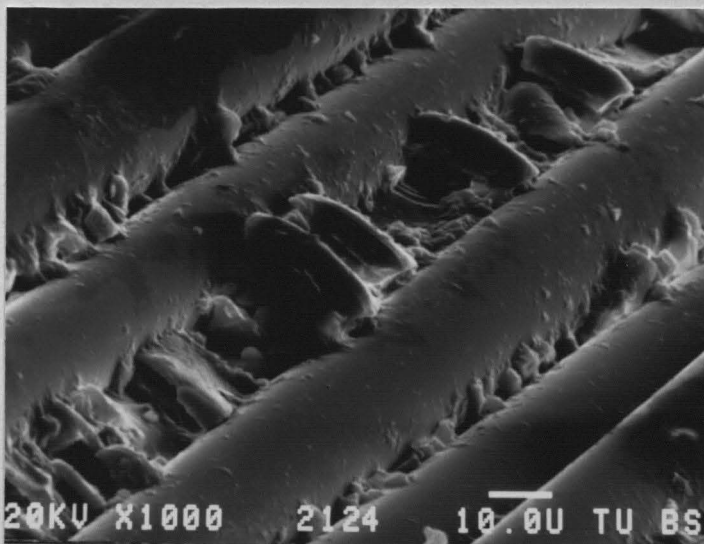


Bild 2.1a: Geätzte Staboberfläche REM-Aufnahme; Vergrößerung 700 x

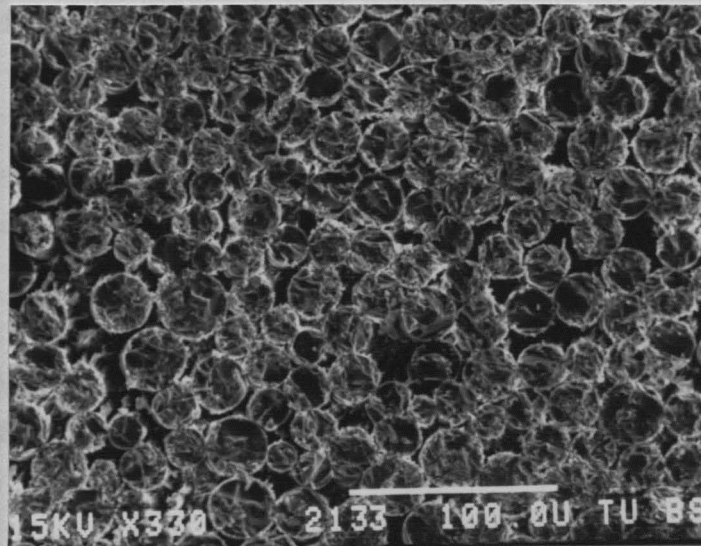


Bild 2.1b: Stabquerschnitt REM-Aufnahme, Vergrößerung 230 x

Kennzeichnend für den HLV-Werkstoff sind der hohe Glasgehalt von 70 Vol.-%, die gleichmäßige unidirektionale Orientierung der Fasern und die weitgehend hohlraumfreie Kunstharzmatrix. Die Fasern haben einen Durchmesser von rd. 20 μm . Sie bestehen aus sogenanntem alkalifreien E-Glas, worunter nach DIN 1259 und DIN 61 853 ein Aluminium-Bor-Silikat-Faserglas mit gewährleisteten chemischen und physikalischen Eigenschaften zu verstehen ist. Der Gehalt der Alkalioxide K_2O und Na_2O wird auf maximal 0,8 % begrenzt, da sonst eine Festigkeitseinbuße durch die Alkalien des Betons oder des Einpreßmörtels eintritt.

Die Stäbe lassen sich mit verschiedenen Querschnittsformen herstellen. Eine praktische Anwendung haben HLV-Stäbe bisher mit kreisrundem Querschnitt von maximal 25 mm Durchmesser gefunden. In den eigenen Versuchen wurden ausschließlich Stäbe mit einem Durchmesser von 7,5 mm verwendet.

2.2 Mechanische Eigenschaften im Überblick

2.2.1 Richtungsabhängige Festigkeits- und Verformungseigenschaften

Der HLV-Werkstoff besitzt aufgrund seiner Struktur ein anisotropes Festigkeits- und Verformungsverhalten. Da die Fasern zueinander parallel verlaufen, handelt es sich um eine orthogonale Anisotropie.

Während für Festigkeit und Verformung in Stablängsrichtung die Fasern maßgebend sind, werden die Stabeigenschaften in Querrichtung im wesentlichen durch die Kunstharzmatrix bestimmt. Das richtungsabhängige mechanische Verhalten des Werkstoffs weist die gleiche Charakteristik wie die des Holzes auf. Das tragende Gerüst der aus Zellulose bestehenden Holzfasern wird im wesentlichen durch eine Kittsubstanz aus Lignin zusammengehalten. Die Festigkeit in Längsrichtung, also in Richtung der Holzfasern, beträgt etwa das 10fache derjenigen der Querrichtung. In Bild 2.2 ist das Spannungs-Dehnungsverhalten des Verbundwerkstoffs sowie seiner Einzelkomponenten aufgetragen.

Wie zu erkennen ist, weisen Glasfasern ein bis zum Bruch elastisches Verhalten auf. Die σ - ϵ -Linie des Kunstharzes ist im baupraktisch relevanten Temperaturbereich dagegen gekrümmt. Da jedoch der Beitrag, den das Harz für die mechanischen Eigenschaften leistet, vernachlässigbar gering ist, kann von einem ideal-elastischen Verhalten des Verbundwerkstoffs bis zum Bruch ausgegangen werden.

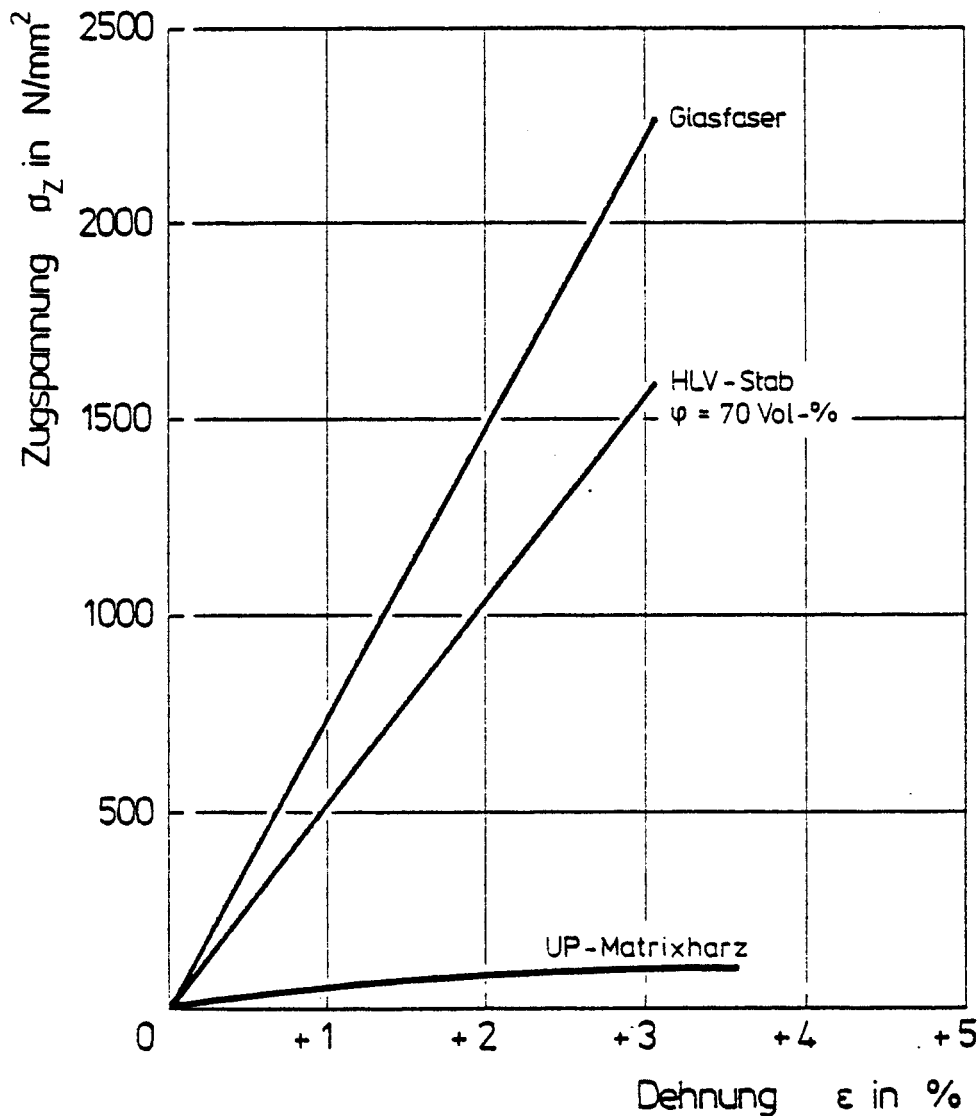


Bild 2.2: Spannungs-Dehnungsline des HLV-Werkstoffs und seiner Komponenten bei Beanspruchung in Faserlängsrichtung; gemessen bei Raumtemperatur

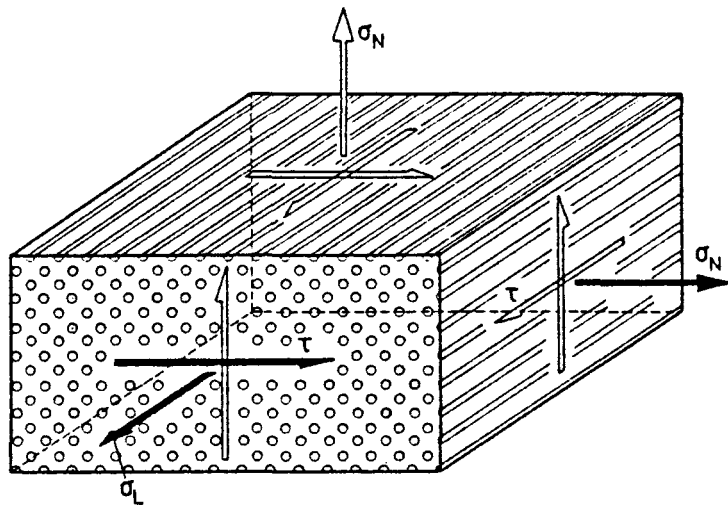


Bild 2.3: Darstellung des Werkstoffgefüges und Bezeichnung der Spannungen bei einem Element mit unidirektionaler Faseranordnung

Tabelle 2.1: Mittlere Materialkennwerte des HLV-Stabes und seiner Komponenten ($\varphi = 70$ Vol.-%)

Eigenschaft		Einheit	Wert	R/M ¹⁾
Längszugfestigkeit	β_{LZ}	N/mm ²	1.600	R
Querdruckfestigkeit	β_{ND}	N/mm ²	140	M
Schubfestigkeit	τ_u	N/mm ²	45	M
Elastizitätsmodul	E_L	N/mm ²	52.000	R
Bruchdehnung	ϵ_u	%	30	M
Querkontraktion	μ	-	0,28	M
Dichte	ρ	kg/dm ³	2,1	M
Glasfaser				
Zugfestigkeit	β_Z	N/mm ²	~ 2.300	M
Elastizitätsmodul	E	N/mm ²	~ 74.000	M
Bruchdehnung	ϵ	%	30	M
UP-Matrixharz				
Zugfestigkeit	β_Z	N/mm ²	75	M
E-Modul	E	N/mm ²	300	M
Bruchdehnung	ϵ	%	40	M

1) R - Rechenwert
M - Meßwert

In Längsrichtung lassen sich E-Modul und Zugfestigkeit aus den bekannten mechanischen Eigenschaften der Glasfaser und der Harzmatrix nach folgenden additiven Beziehungen in Abhängigkeit vom Fasergehalt näherungsweise ermitteln:

$$E_L = \varphi \cdot E_G + (1 - \varphi) \cdot E_H \quad (2.1)$$

$$\beta_{LZ} = \varphi \cdot \beta_G + (1 - \varphi) \cdot \beta_H \quad (2.2)$$

Für Verbundwerkstoffe mit hohem Fasergehalt lassen sich diese Beziehungen vereinfachen, indem der durch das Harz gebildete geringe Anteil vernachlässigt wird:

$$E_L \sim \varphi \cdot E_G \quad (2.3)$$

$$\beta_{LZ} \sim \varphi \cdot \beta_G \quad (2.4)$$

In ähnlicher Weise lassen sich die mechanischen Kenngrößen aus den bekannten Eigenschaften der Komponenten des Verbundwerkstoffs auch für die Querrichtung ermitteln. Entsprechende Gesetzmäßigkeiten wurden von Puck [26] formuliert. Anders als in Längsrichtung werden jetzt die Festigkeits- und Verformungseigenschaften der Harzmatrix bestimmend.

In Tabelle 2.1 werden diese Kenngrößen für den HLV-Werkstoff wiedergegeben. Darin wird die Zugfestigkeit der Glasfaser mit $\beta_Z \approx 2\,300 \text{ N/mm}^2$ angegeben. Ein Vergleich verschiedener Literaturstellen zeigt, daß die Messungen der Zugfestigkeit von Fasern gleicher chemischer Zusammensetzung in weitem Maße streut. Als Ursache dieser Streuung wird der Einfluß angesehen, der durch unterschiedliche Abkühlgeschwindigkeiten der Fasern während des Ziehvorgangs entsteht, sowie derjenige, der mit dem Zeitpunkt der Probenentnahme verbunden ist: Faserproben, die nach dem Aufspulen entnommen wurden, haben eine geringere Festigkeit erbracht gegenüber jenen, die vor dem Aufspulen entnommen wurden. Aus Tabelle 2.1 geht weiterhin hervor, daß die Querdruckfestigkeit des Verbundwerkstoffs mit $\beta_{ND} = 140 \text{ N/mm}^2$ um eine Größenordnung unterhalb seiner Längszugfestigkeit liegt ($\beta_{LZ} \sim 1.600 \text{ N/mm}^2$).

2.2.2 Mechanisches Langzeitverhalten

2.2.2.1 Werkstoffverhalten bei dynamischer Beanspruchung

Das Verhalten von GF-Werkstoffen unter dynamischer Beanspruchung wurde u. a. von Boller /1/, Dharau /2/ und Hofer /11/ untersucht. Bei diesen Versuchen wurde festgestellt, daß, im Gegensatz zu vielen metallischen Werkstoffen wie Stahl, kein Grenzwert festzustellen ist, der die Dauerschwingfestigkeit repräsentiert. Als Dauerschwingfestigkeit (kurz Dauerfestigkeit genannt) wird derjenige um eine gegebene Mittelspannung schwingende größte Spannungsaus-
schlag bezeichnet, den eine Probe "unendlich oft" ohne Bruch und ohne unzu-
lässige Verformung erträgt.

Bei GF-Werkstoffen kann im allgemeinen nur von einer Zeitfestigkeit $\sigma_a(\sigma_m, N)$ gesprochen werden. Stellt man die Versuchsergebnisse einander gegenüber, die von verschiedenen Forschern zu dieser Art des Werkstoffverhaltens veröffentlicht wurden, so sind deutliche Unterschiede erkennbar. Die Ursache hierfür ist in der Zusammensetzung der Probe und der Art der Fertigung begründet. Von Matting/Müller /21/ wird die Bedeutung des Matrixharz-
typs hervorgehoben. Bei gleicher Faserausrüstung der Proben wird mit Epoxyd-
harzen eine höhere Zeitfestigkeit erreicht als mit Polyesterharzen. Die Autoren vermuten, daß das Schwingverhalten wesentlich vom Dämpfungsmechanismus bzw. von dessen Abhängigkeit von der Prüftemperatur beeinflusst wird. Insbesondere die Lage des Dämpfungsminimums scheint von ausschlaggebender Bedeutung zu sein. Wird bei Raumtemperatur geprüft, liegt der Dämpfungswert für Polyesterharze bereits auf dem ansteigenden Ast der Dämpfungskurve. Jedes Lastspiel erhöht Temperatur und Dämpfung. Die zunehmende Dämpfung bedingt wiederum erhöhte Temperaturen, und diese Rückwirkung ist mitverursachend für den Bruch der Proben. Bei Epoxydharzen herrscht bei dynamischer Beanspruchung und nicht zu hoher Belastung gewissermaßen ein sich selbst stabilisierender Zustand, da die anfänglich erhöhten Temperaturen durch eine Erniedrigung der Dämpfung aufgefangen werden.

Auch die Qualität der Fertigung wirkt sich auf das Versuchsergebnis aus: Die Parallelität der Fasern spielt eine wichtige Rolle, ebenso der Grad der Blasenfreiheit der Matrix. Schließlich ist der Einfluß des Füllungsgrades anzusprechen, also des Anteils der Fasern an der Querschnittsfläche der

Probe. Zum Verständnis des Werkstoffverhaltens bei dynamischer Beanspruchung ist es wichtig, sich über die unterschiedlichen Versagensbilder bei Spannstahl und Faserverbundwerkstoff Klarheit zu verschaffen. Spannstahl versagt, ausgehend von einem Anriß oder einer Kerbstelle. Mit zunehmender Lastspielzahl schreitet die Rißbildung nach innen fort. Dabei kann es zeitweilig zum Stillstand der Rißbildung kommen (Rastlinien). Der Riß selbst stellt eine scharfe Kerbe dar. Kann der Restquerschnitt die Kraft nicht mehr tragen, so kommt es zum Bruch.

Das Ermüdungsverhalten des GF-Werkstoffs weicht von dem von Spannstahl ab. Nach Kim/Ebert/16/ treten mehrere Schädigungsarten gleichzeitig auf: Matrixrisse, die aus der statistischen Verteilung der Faserfestigkeit herrühren, Faser/Matrix-Verbundbrüche und Delaminationen innerhalb der Matrix.

Die Ausbildung einer besonderen Form von Rastlinien, die sog. Schwingungsstreifen, wurden bei GF-Werkstoff von Franz /8/ beobachtet. Sie bilden sich im Zusammenhang mit Faser/Matrix-Verbundbrüchen aus, wobei diese Versagensart ebenfalls sukzessiv erfolgt. Der stufenweise Schädigungsfortschritt zeichnet sich durch Schwingungsstreifen ab, die sich im Harz in unmittelbarem Kontakt zu den Fasern ausbilden. Von Dharau /3/ wird, in Übereinstimmung mit/22/, die These vertreten, daß Mikrorisse die Versagensgeschwindigkeit beeinflussen, da diese Risse eine thermisch aktivierte Spannungskorrosion hervorrufen. Mikrorisse haben insofern eine Doppelbedeutung. Sie schaffen zum einen die Bedingung für außerordentlich hohe örtliche Spannungen und bilden zusätzlich die Öffnung für den bevorzugten Angriff von Wasserdampf aus der Atmosphäre.

Betrachtet man einige der in der Literatur angegebenen Wöhler-Linien, so wird die bereits angesprochene Schwierigkeit hinsichtlich deren Vergleichbarkeit deutlich. Einer der Gründe besteht in den unterschiedlichen Fasergehalten. Diese Schwierigkeit ist nach Menges/Thebing /22/ jedoch dadurch zu umgehen, daß von der Erstellung von σ_a -N-Diagrammen auf die dehnungsbezogene ϵ_0 -N-Darstellung übergegangen wird. Es wird angenommen, daß die Ergebnisse für einen breiten technischen Anwendungsbereich ($16 \leq \varphi \leq 50$ Vol.-%) praktisch unabhängig vom Glasgehalt sind, wodurch die Anwendbarkeit dieser Diagramme entscheidend zunimmt. Die Versuchsergebnisse von Menges/Thebing sind in Bild 2.4 enthalten. Die Versuche wurden mit Zugursprungsbeanspruchung,

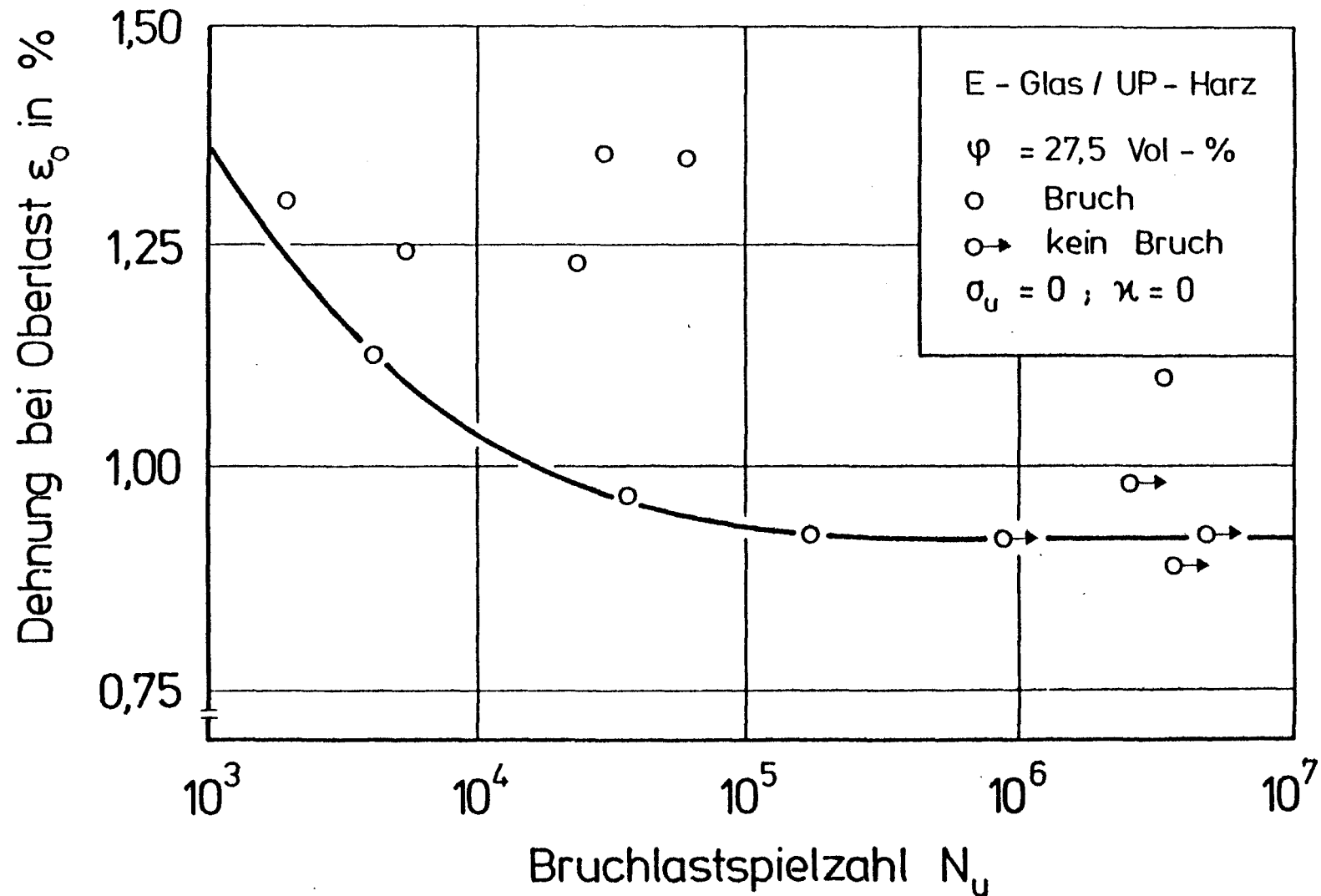


Bild 2.4 : Ergebnisse von Zugschwellversuchen nach [22] an GF-UP-Werkstoffproben
 mit unidirektionaler Faseranordnung; Frequenz $f = 10 \text{ Hz}$

also mit einer Unterspannung $\sigma_u = 0$ durchgeführt. Die Proben bestanden aus E-Glasfasern in UP-Harz mit einem Fasergehalt von 27,5 Vol.-%. Das Bild zeigt die mit abnehmender Beanspruchung stetig steigende Bruchlastspielzahl. Für eine vergleichsweise geringe Beanspruchung deutet der Kurvenverlauf auf die Existenz einer Dauerfestigkeit hin. Die Autoren verbinden diesen Grenzwert mit einer Dehnung von $\epsilon_0 \sim 0,95 \%$, ein Wert, bei dem auch langfristig keine Matrixrisse auftreten. Eine ähnliche asymptotische Annäherung an einen Grenzwert geht aus den Ergebnissen von Hofer/11/hervor, die in Bild 2.5 wiedergegeben wurden. Die Dauerschwingfestigkeit läßt sich mit etwa 300 N/mm^2 ablesen, was einer Dehnung von $\epsilon_0 \sim 0,5 \%$ entspricht. Der in Bild 2.5 enthaltene Kurvenverlauf stimmt für den untersuchten Beanspruchungsbereich gut mit den in Bild 2.6 enthaltenen Ergebnissen von Kim/Ebert/16/überein. Bei diesen Untersuchungen wurde gleichzeitig der Einfluß verschiedener Probenpräparationen ermittelt.

Nun spiegeln die mit einer Zugursprungsbeanspruchung durchgeführten Dauerschwingversuche nicht die Verhältnisse der Spannbetonbauweise wider. Bei vorgespannten Betonbauteilen wird der Spannstahl durch die Vorspannung einer konstanten Dauerzugspannung ausgesetzt, die von Spannungsänderungen infolge Verkehrslast, Schwinden, Kriechen, Temperatur u. a. überlagert wird. Diesem Beanspruchungszustand werden die Anforderungen für die Prüfung von Spannstahl, wie sie in der Prüfrichtlinie des Instituts für Bautechnik /12/festgelegt wurden, eher gerecht. Nach dieser Richtlinie sind die Eignungsversuche an Spannstählen mit den beiden Oberspannungsniveaus von

$$\begin{aligned} \sigma_0 &= 0,55 \beta_Z \text{ und} \\ \sigma_0 &= 0,90 \beta_{0,2} \text{ (bzw. } 0,90 \cdot \beta_S) \end{aligned} \quad (2.5)$$

und mit verschiedenen Schwingbreiten durchzuführen. Gesucht wird $\sigma_a (2 \cdot 10^6)$.

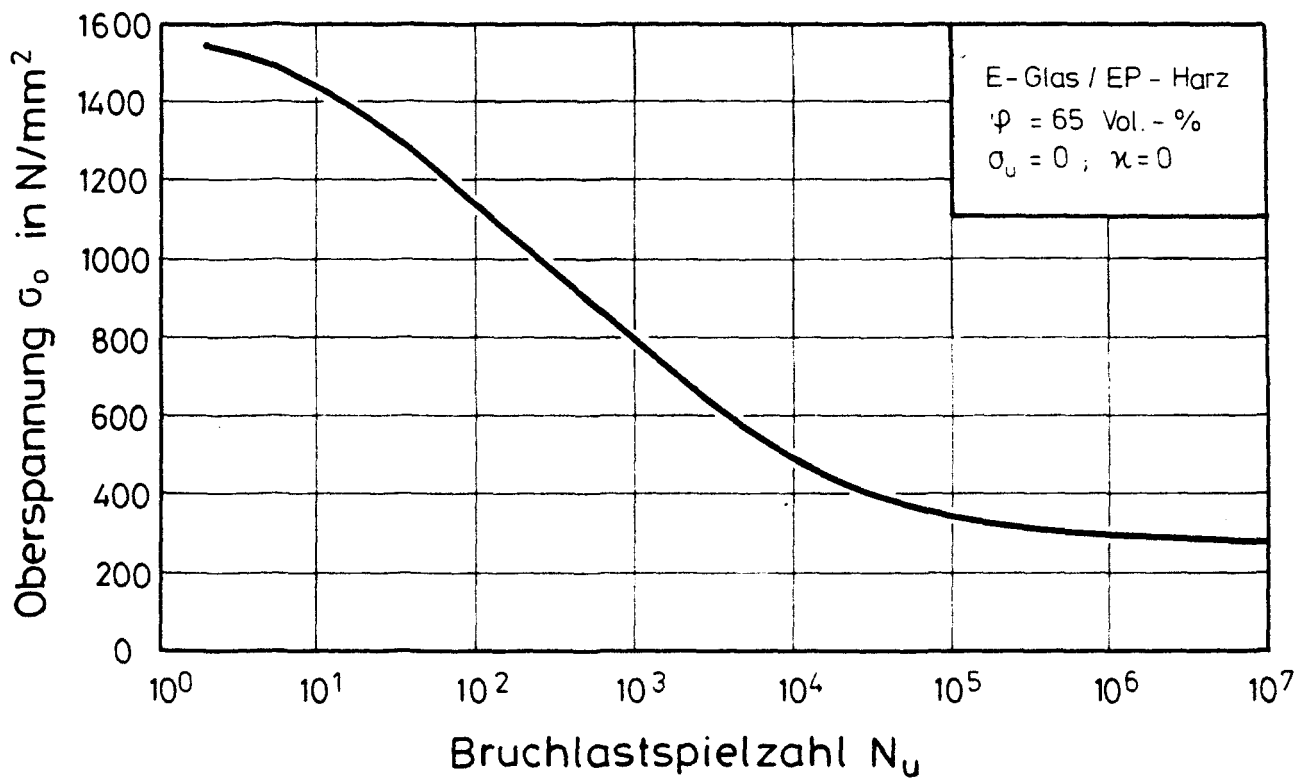


Bild 2.5 : Ergebnisse von Zugschwellversuchen nach [11] an GF-EP Werkstoffen mit unidirektionaler Faseranordnung und hohem Fasergehalt ($\varphi = 65 \text{ Vol. - \%}$), Unterspannung $\sigma_u = 0$; ohne Frequenzangabe

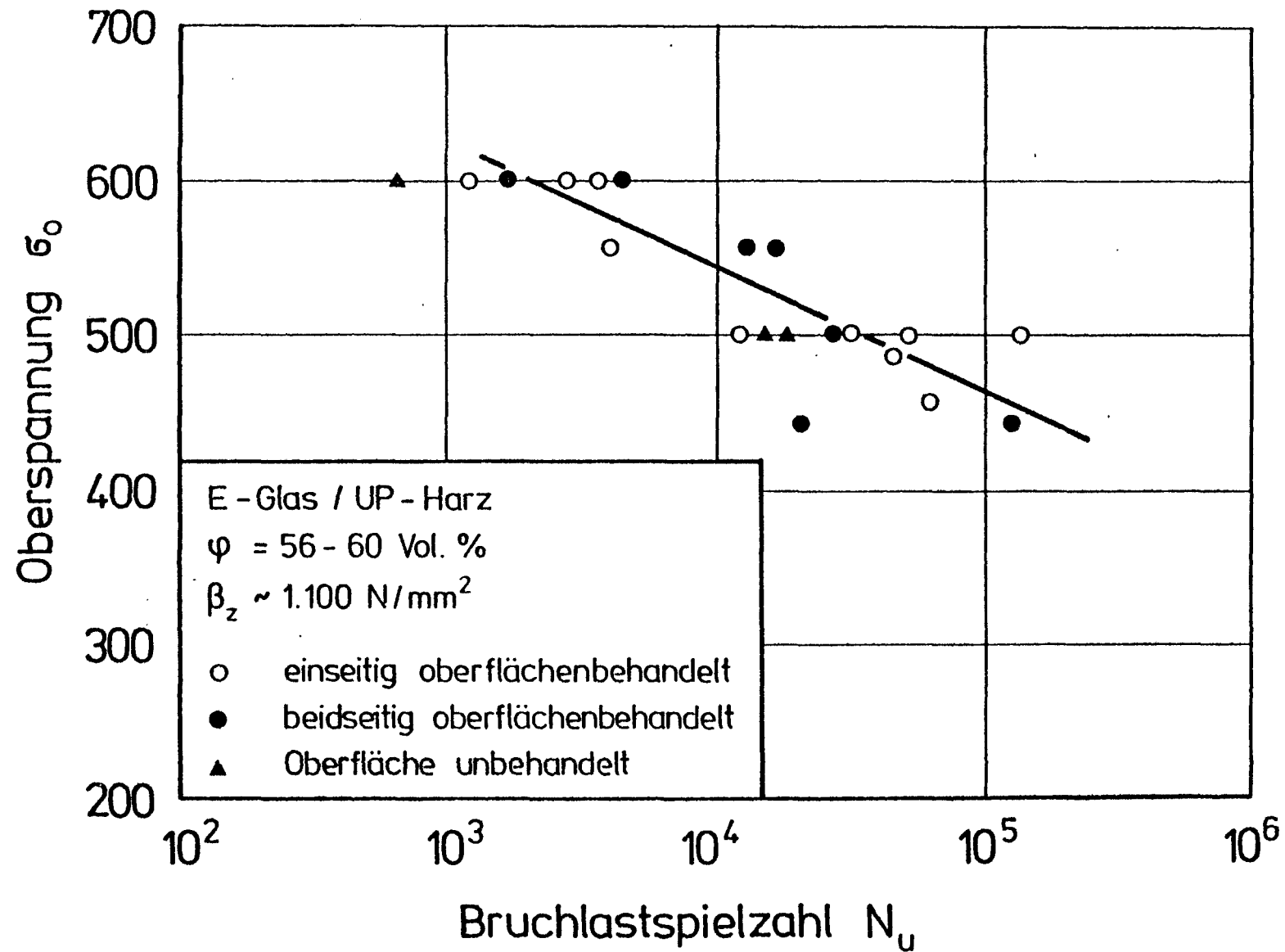


Bild 2.6 : Ergebnisse von Zugschwellversuchen nach [16] an GF-UP-Werkstoffproben mit unidirektionaler Faseranordnung. Als oberflächenbehandelt wird eine maschinelle Bearbeitung der bandförmigen Probe durch Heraussägen bezeichnet. Frequenz $f = 10 \text{ Hz}$.

Entsprechende Versuche wurden am Otto-Graf-Institut der Universität Stuttgart an dem im Rahmen dieses Forschungsvorhabens verwendeten GF-UP-Werkstoff durchgeführt. Diese Versuche wurden jedoch nicht nach $N = 2 \cdot 10^6$ LW beendet, da aus den bereits angesprochenen Gründen für Faserverbundwerkstoffe die $2 \cdot 10^6$ -mal ertragene Schwingbreite nicht als Dauerfestigkeit definiert werden kann. Konsequenterweise erfolgten daher zur Abschätzung einer bestimmten Bruchwahrscheinlichkeit Versuche mit bis zu $N = 10 \cdot 10^6$ LW. Das Ergebnis dieser Versuche ist in Bild 2.7 aufgenommen.

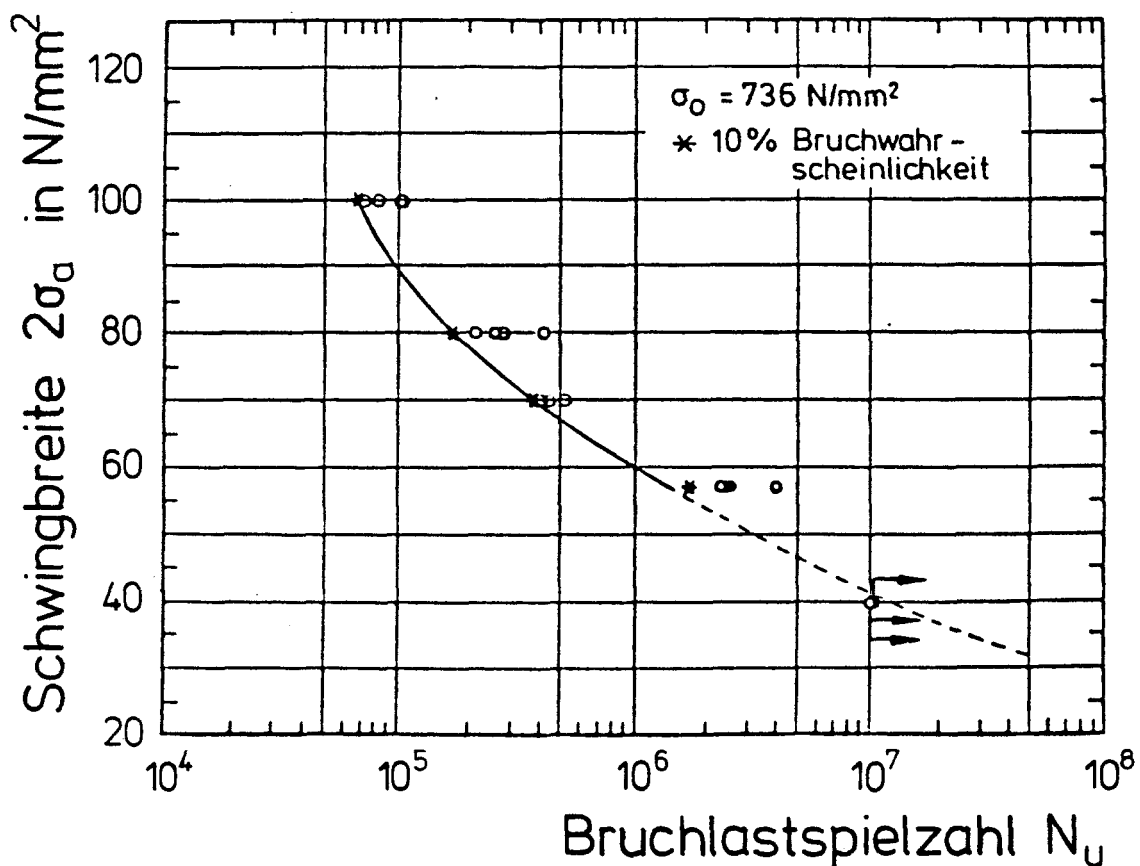


Bild 2.7 : Ergebnisse der Zugschellversuche an HLV-Stäben mit 10% - Bruchwahrscheinlichkeitskurve. Frequenz : $3 \leq f(\sigma_a) \leq 10$ Hz; entnommen aus [28].

2.2.2.2 Werkstoffverhalten bei Zeitstandbeanspruchung

Das Zeit- bzw. Dauerstandverhalten des Werkstoffs spielt für die vorliegenden Untersuchungen eine untergeordnete Rolle. Daher soll an dieser Stelle der Hinweis genügen, daß sich die Zeitstandfestigkeit für eine bauwerksrelevante Beanspruchungsdauer von rd. 80 Jahren auf etwa 70 % der Kurzzeitfestigkeit abschätzen läßt. Weiterführende Angaben sind in/31/enthalten.

3. STAND DER ENTWICKLUNG VON VERANKERUNGEN FÜR FASERVERBUNDWERKSTOFFE

Die Lösung der Verankerungsfrage wurde frühzeitig als wesentliche Aufgabe auf dem Wege zur baupraktischen Anwendung der Faserverbundwerkstoffe im Spannbetonbau erkannt. Rubinsky /34/ berichtete bereits 1954 über die Krafteinleitung durch Verwendung von Klemmplatten. Seitdem wurde von verschiedenen Forschern an weiteren Lösungen gearbeitet. Die untersuchten Systeme lassen sich gemäß Bild 3.1 grob unterteilen in

- Verbundverankerungen unter Verwendung eines Klebers oder Vergußmörtels,
- metallische Klemmverankerungen.

Rubinskys Klemmplattenverankerung zeichnet sich dadurch aus, daß die Querpressung innerhalb der Klemmlänge durch unterschiedlich hohe Vorspannung der Klemmschrauben steuerbar ist. Auf diese Weise lassen sich zur Kraftseite hin nach Bild 3.2 geringere Querpressungen und Verbundspannungen einstellen. Diese Maßnahme kommt dem statischen Wirkungsgrad der Verankerung zugute, mit dem die reale Ausnutzbarkeit der Kurzzeitzugfestigkeit des Materials beschrieben wird (s. Abschnitt 6). Die Schwäche dieser Verankerung liegt in deren Langzeitverhalten. Durch viskose Verformung des Stabes in Querrichtung entzieht er sich allmählich der Querpressung, und es entsteht die Gefahr des Stabauszugs.

Die erste Vergußverankerung wurde von Angas [1] entwickelt. Er benutzte handelsübliche Gabelseilhülsen, in deren Innenkonus ein Einzelstab nach Bild 3.4 eingegossen wird. Um ein Herausziehen des Stabes zu verhindern, wird dieser vor dem Vergießen von seinem Ende her in Viertelteile aufgeteilt und durch ein Keilstück gespreizt. Wie auch eigene Versuche ergaben, kann die Zugfestigkeit des Stabmaterials dadurch bei weitem nicht ausgenutzt werden. Für spezielle Tragelemente, wie z.B. zur Abspannung von Antennenmasten, hat sich diese Lösung dennoch als geeignet erwiesen, da sie wirtschaftlich herzustellen und mit üblichen Stahlbauteilen einfach anzuschließen ist.

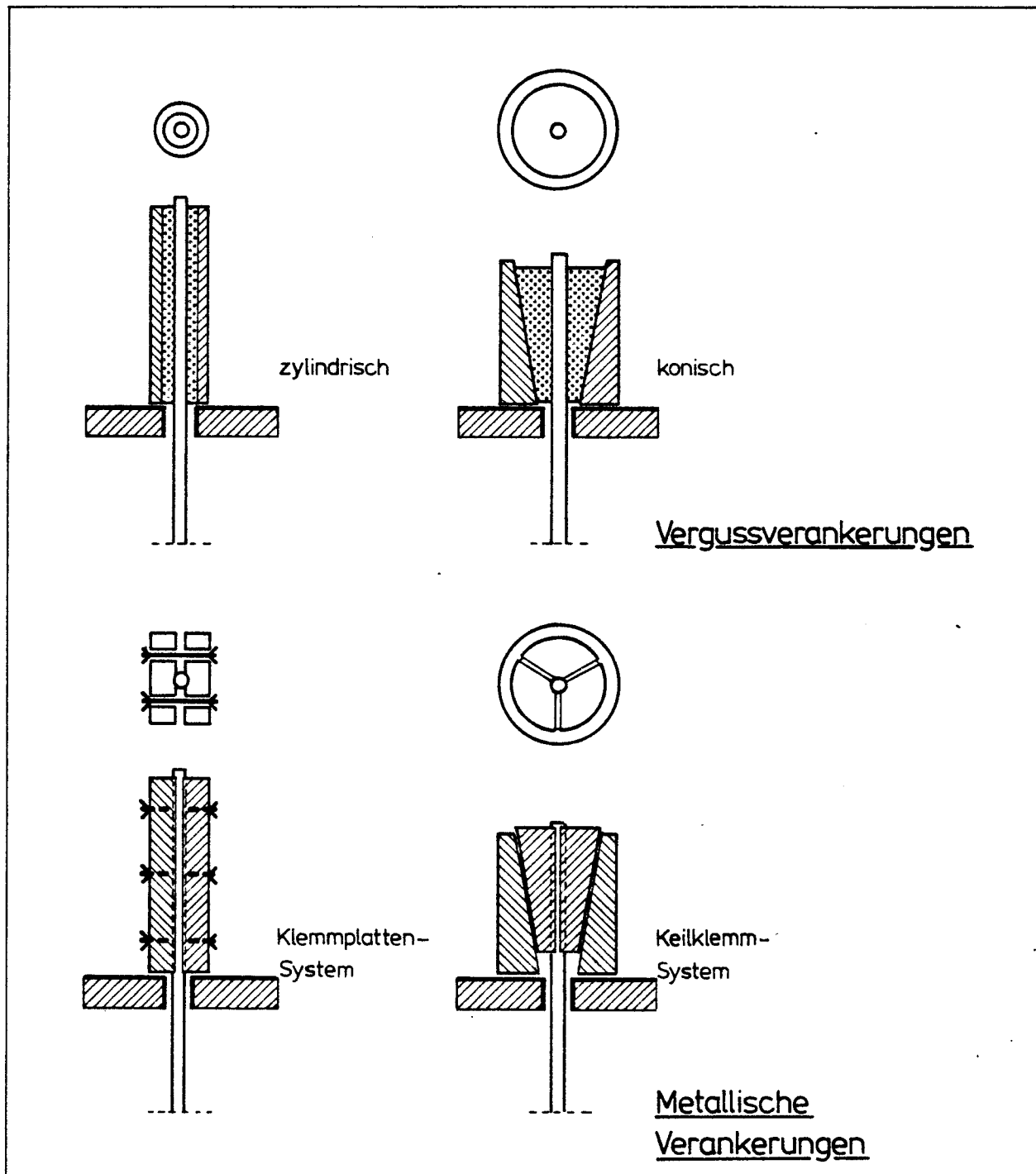


Bild 3.1: Konstruktionsprinzipien von Vergußverankerungen und metallischen Verankerungen

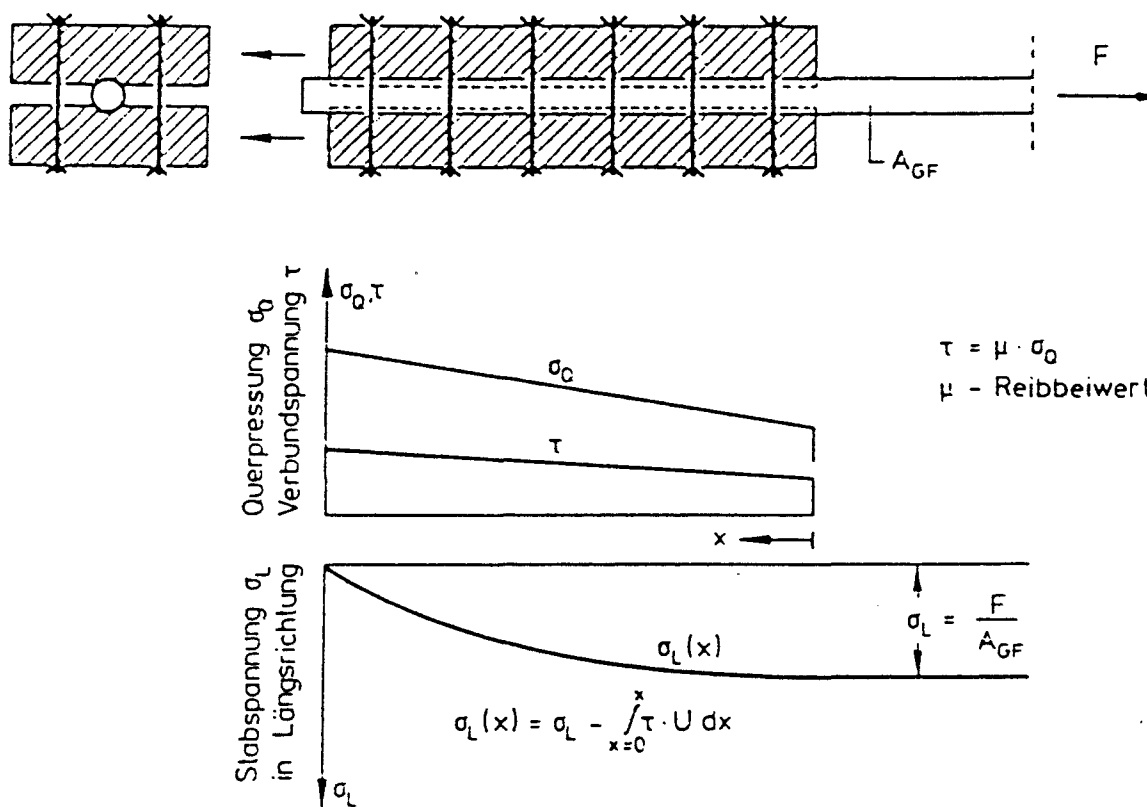


Bild 3.2: Schematische Darstellung eines möglichen Tragsystems einer Klemmplattenverankerung unter Gleichgewichtsbetrachtung

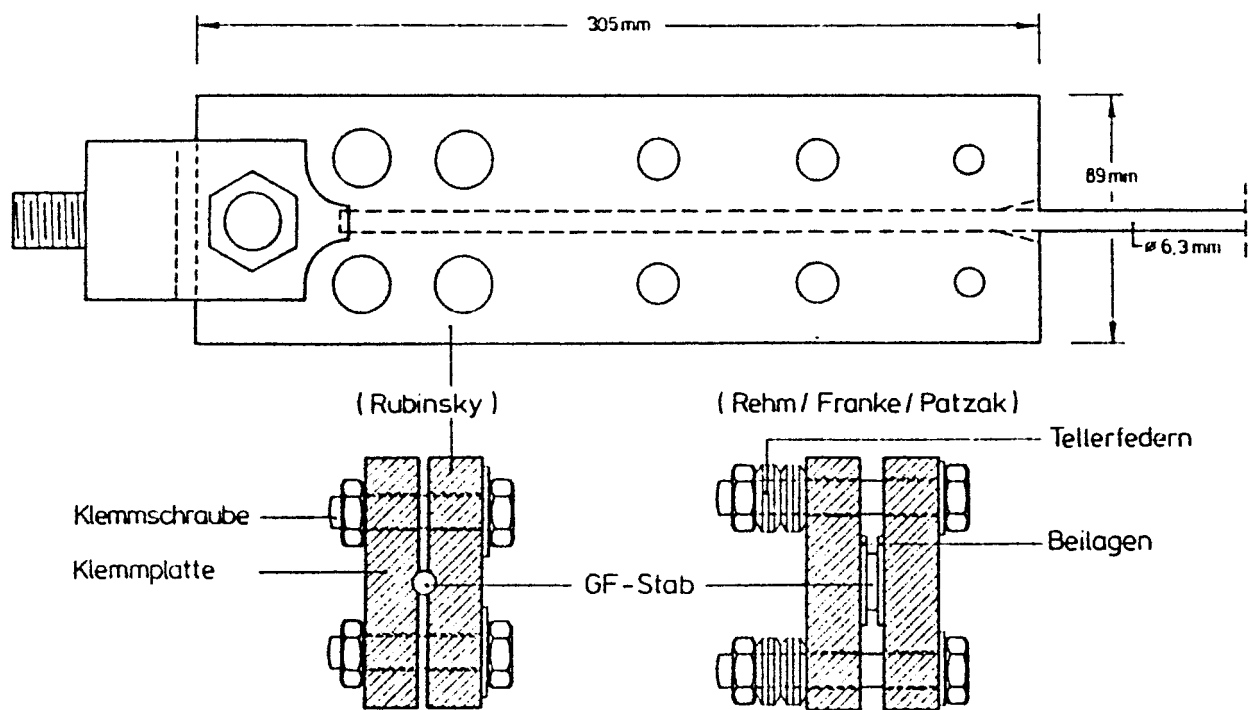


Bild 3.3 : Klemmplattenverankerung nach Rubinsky [34]
und Weiterentwicklung nach Rehm u.a. [31]

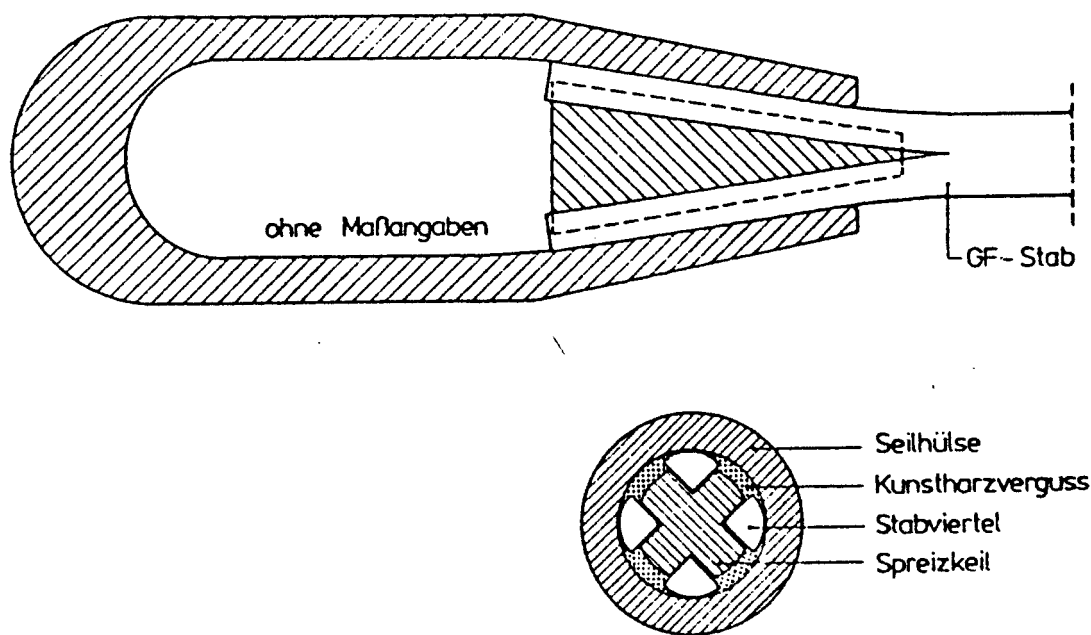
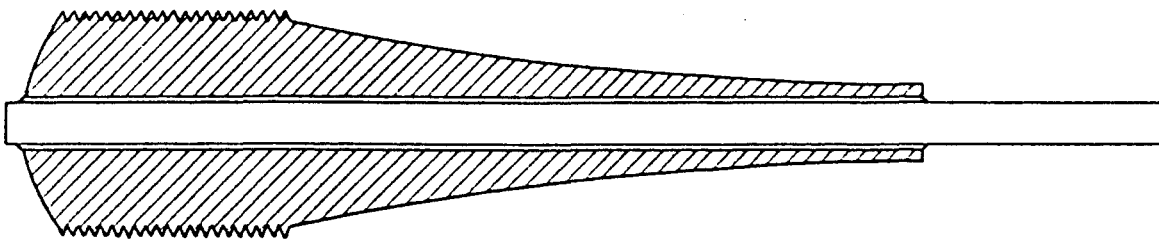


Bild 3.4 : Seilkopfvergußverankerung mit Spreizkeil
nach Angas [1]



Abmessungen unbekannt

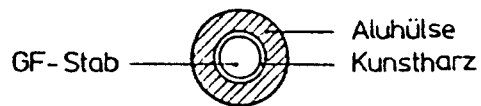


Bild 3.5 : Aluminiumhülse mit Außengewinde und eingegossenem Stab nach Somes [36]

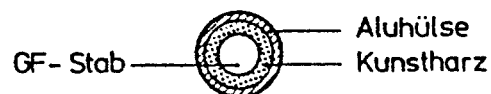
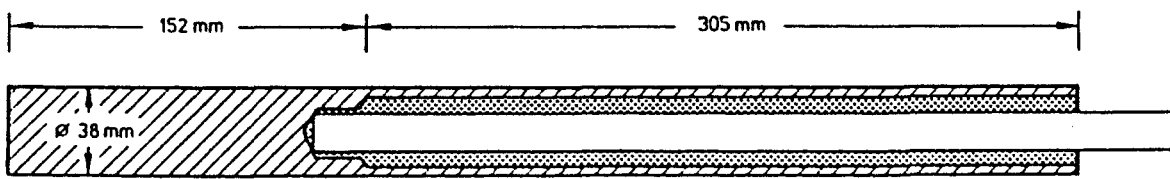


Bild 3.6 : Zylindrische Vergußverankerung nach Mitchell u.a. [23]

Eine werkstoffgerechte Lösung zur Krafteinleitung stellt nach Somes [36] die Vergußverankerung dar, die aus einer konusförmigen Aluminiumhülse nach Bild 2.5 besteht. Der Verbund zwischen Zugstab und Hülse erfolgt durch einen Verguß mit Reaktionsharz. Durch Verwendung des zähen Aluminiums und einer kontinuierlichen Verjüngung des Hülsenquerschnitts zur Kraftseite hin passen sich die Hülsen- und Stabdehnungen einander an. Spannungsspitzen werden weitgehend vermieden.

Von Mitchell et al. [23] stammen Versuche an Vergußverankerungen, bei denen jeweils ein Einzelstab in eine zylindrische oder konusförmige Ankerhülse, ebenfalls aus Aluminium, eingegossen wurde. Dabei erwies sich eine zylindrische Verankerung als besonders geeignet (Bild 3.6). Unter Verwendung dieses Ankertyps wurden Stabbrüche außerhalb des Krafteinleitungsbereichs erzielt. In einem analytischen Teil wurde das Tragverhalten nach der Methode der Finiten Elemente untersucht.

Ein umfangreicher Beitrag für die Anwendung von GF-UP im Spannbetonbau wurde von Rehm und Franke [30] geleistet. Sie führten Werkstoffuntersuchungen u.a. zum mechanischen Verhalten unter langzeitiger statischer sowie dynamischer Beanspruchung durch und befaßten sich theoretisch und experimentell mit der Weiterentwicklung von Verankerungskonstruktionen. Zusammen mit Patzak [31] ist es ihnen gelungen, eine unter Laborbedingungen statisch verlustfrei wirkende Klemmplattenverankerung zu entwickeln. Dazu verwendeten sie verschiedene Beilagen beispielsweise aus Siliciumkarbidpapier und dünnen Metallfolien, die sie beidseitig zwischen Stab und Klemmplatten einbauten, um zusammen mit einer definierten Querpressung eine "weiche" Krafteinleitung zu erreichen. Durch diese Maßnahme wurden Verbundspannungsspitzen verhindert. Wie aus Bild 3.3 hervorgeht, wird die Querpressung durch zusätzliche Federsysteme (Tellerfedern) langfristig konstant gehalten.

Einige der Vorversuche der letztgenannten Autoren unter Verwendung konusförmiger Vergußverankerungen ergaben hingegen unbefriedigende Ergebnisse. Die Zugglieder versagten frühzeitig durch Stabbruch als Folge überhöhter Querpressung im Verankerungsbereich. Ihr Wirkungsgrad η_A als Verhältnis der Spanngliedspannung im Bruchzustand zur mittleren Zugfestigkeit der verwendeten HLV-Stäbe betrug $\eta_A \sim 0,7$. Wie auch eigene Versuche zeigten /37/, stellen sich bei Konusvergußverankerungen, insbesondere bei schwindstarkem Verguß, Pressungsverteilungen ein, die extrem ungleichmäßig sind und im lastseitigen Bereich ihren Spitzenwert haben. Wie Bild 3.7 zeigt, löst sich der Kegel mit Beginn des Schwindens des Vergusses von der Stahlhülse ab. Dabei verändert er seine Neigung. Unter zunehmender Belastung zieht sich der Kegel in die Hülse ein und setzt sich auf deren unteren Bereich ab. Da die Querpressung bei diesem System außer von der Ankergeometrie noch von der Wandrauigkeit und der Stabkraft bestimmt wird /18,35 /, konnte in einem weiteren Tastver-

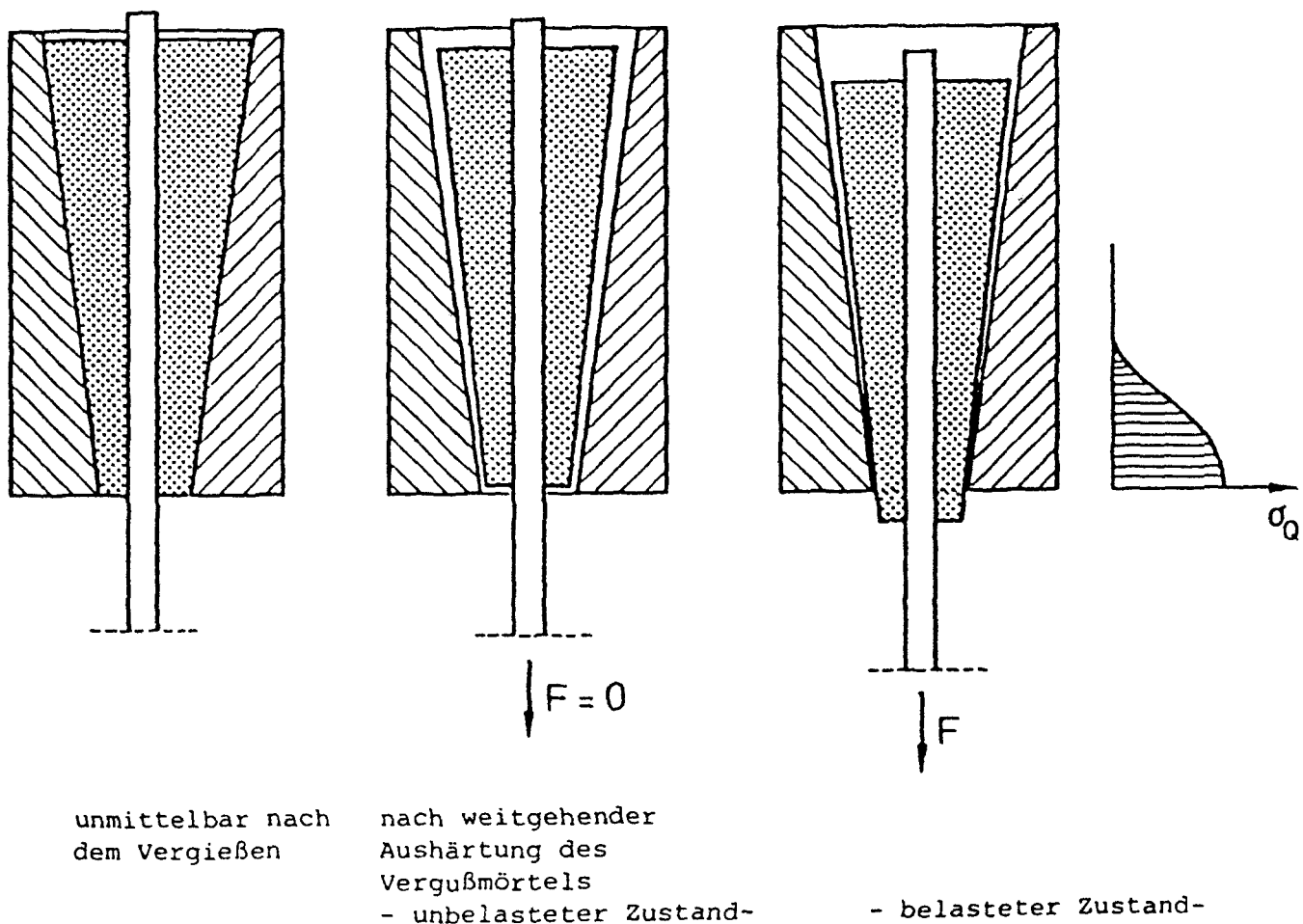


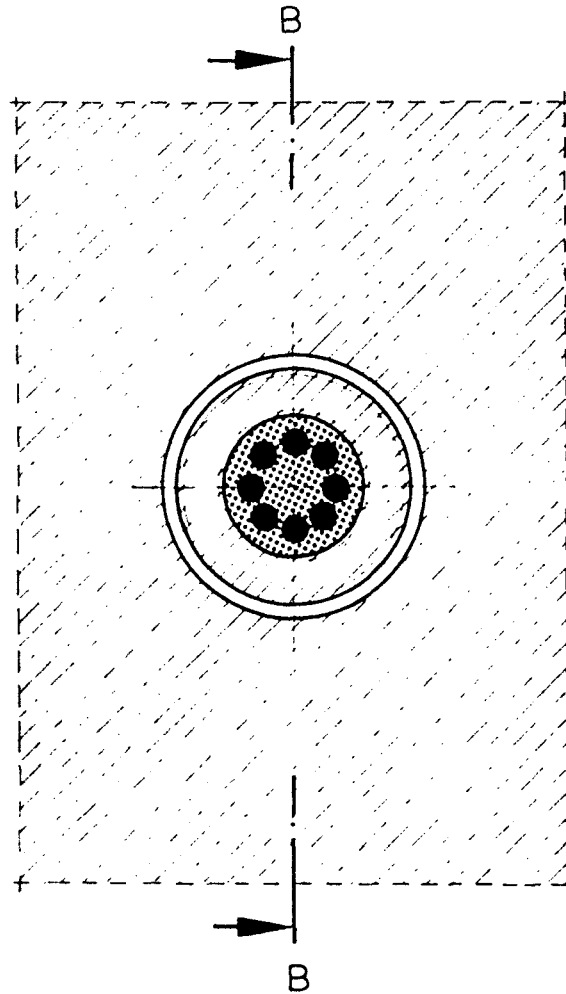
Bild 3.7: Einfluß des Schwindens des Vergußmörtels auf die Geometrie einer konusförmigen Vergußverankerung (schematisch)

such der Wirkungsgrad deutlich erhöht werden, nachdem die Querschnittsfläche des Zugglieds und somit auch Stabkraft und Querpressung vermindert wurden.

Wie auch eigene Versuche bestätigten, ist die konusförmige Vergußverankerung ungeeignet, um Spannglieder baurelevanter Größe zu verankern. Aufgrund umfangreicher theoretischer und experimenteller Untersuchungen der Autoren und anderer zeigte es sich, daß die Verankerung von HLV-Stäben in einer zylindrischen Stahlhülse durch einen schwindarmen, kunstharzgebundenen Vergußmörtel als Ankoppelungsstoff am besten geeignet ist, um beliebige Vorspannkkräfte durch steigende Stabzahlen zu realisieren. Ein entsprechender Ankertyp ist in Bild 3.8 dargestellt. Dieser Anker hat sich als statisch leistungsfähig erwiesen. Er ist wirtschaftlich herzustellen und benötigt einen vergleichsweise geringen Platzbedarf. Er wird als Vergußrohranker bezeichnet. Um ein Ausziehen des Vergußkörpers aus der Hülse zu verhindern, wird diese mit einem groben Innengewinde versehen. Das äußere Gewinde dient zum Aufschrauben einer Stützmutter, über die die Verankerung gegen das Bauteil abgesetzt wird.

Alle weiteren Überlegungen und Versuche befassen sich mit der Vergußrohrverankerung. Während die Verfasser den Tragmechanismus dieser Verankerung unter Kurzzeitlast theoretisch und experimentell weitgehend klären konnten, blieb doch dessen dynamisches Tragverhalten noch ungeklärt. Dieser Umstand führte zu den hier berichteten Versuchen.

Schnitt A-A



Schnitt B-B

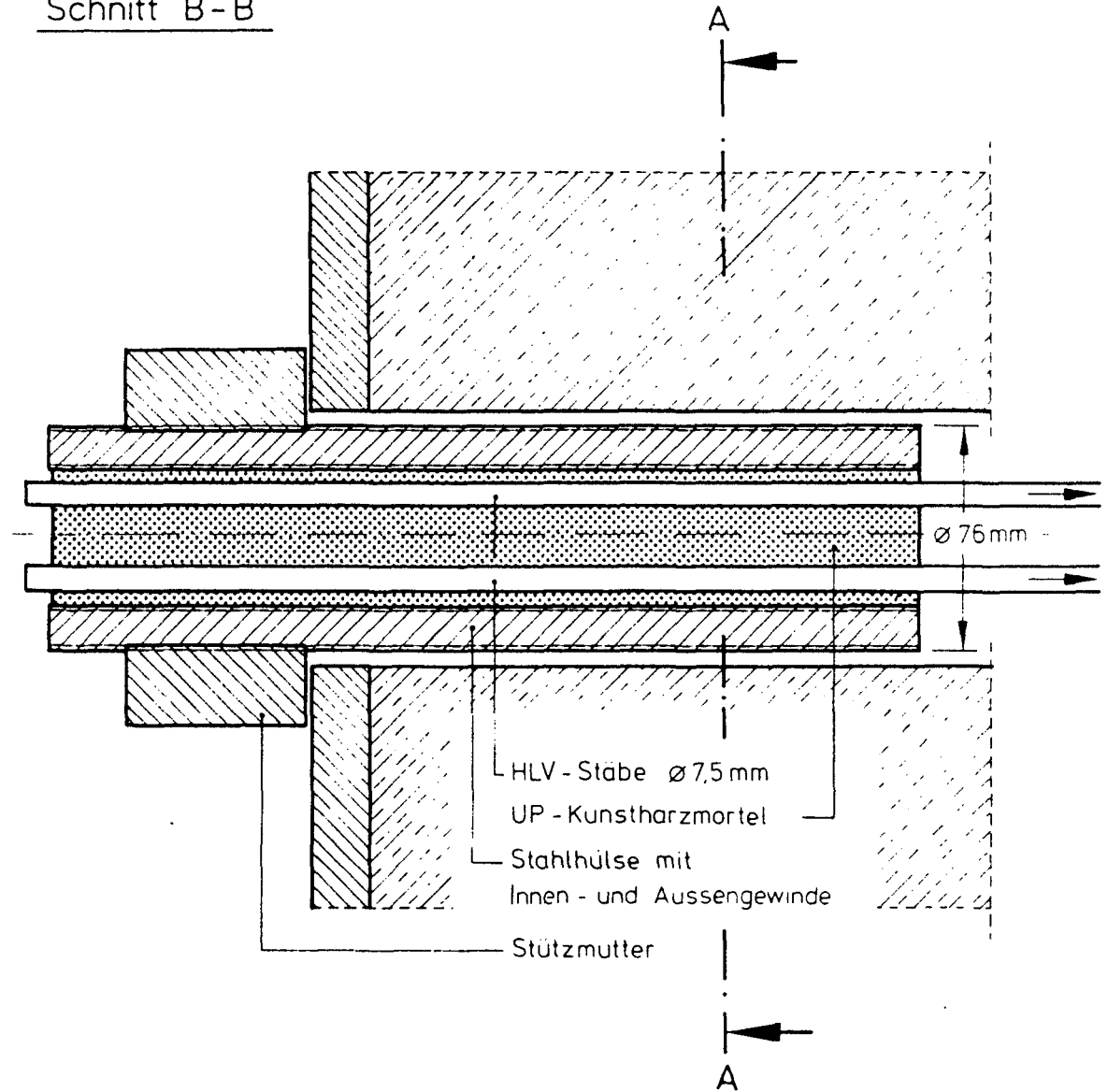


Bild 3.8 : Prinzipieller Aufbau des Vergußrohrankers für mehrstäbige Spannglieder

4. VERGUSSMÖRTEL

4.1 Anforderungen an den Vergußmörtel und seine Zusammensetzung

Zur Ankoppelung der Zugkräfte in den HLV-Stäben an die stählerne Vergußrohrhülse ist der Vergußmörtel als Zwischenstoff erforderlich.

Als Vergußmörtel ist hier ein fließfähiges Gemisch aus einem UP-Standardharz des Typs 1140 nach DIN 16 946 (Leguval W 25) als Bindemittel und quarzitischen Zuschlägen zu verstehen. Der Mörtel hat folgende Anforderungen zu erfüllen:

- hohe Verbundfestigkeit zwischen HLV-Stab und Mörtel und eine ausreichende Zug- und Druckfestigkeit,
- gute Verarbeitbarkeit,
- geringer Volumenschwund bei Erhärtung.

Auf die Untersuchung des Verbundverhaltens wird im Kapitel 5 ausführlich eingegangen. Eine gute Verarbeitbarkeit erfordert einen fließfähigen Mörtel, damit auch kleinste Zwischenräume in der Verankerung zuverlässig verfüllt werden. Zur Entwicklung eines Mörtels mit den angestrebten Eigenschaften wurden in Vorversuchen verschiedene Rezepturen verwendet /37, 38/. Dabei wurden sowohl unterschiedliche Mischungsverhältnisse von Bindemittel und Zuschlag als auch verschiedene Sieblinien untersucht.

Als optimales Ergebnis der Vorversuche ergab sich ein harzreicher Mörtel mit einem Mischungsverhältnis zwischen Bindemittel und Zuschlag von 1 : 3 GT. Das Größtkorn weist einen Durchmesser von 2 mm auf. Das Bindemittel stellt ein kaltaushärtendes System dar, bei dem die Vernetzung allein durch den Einsatz eines Beschleunigers (Dimethylamino-toluol) angeregt wird. Als Härter werden Peroxide zugesetzt.

Mit Hinblick auf das Verankerungsverhalten unter dynamischer Beanspruchung wurden modifizierte Mörtel untersucht, über die im Abschnitt 7.4.2 berichtet wird.

4.2 Festigkeit und Verformungsverhalten unter Kurzzeitbeanspruchung

Die Festigkeit des Mörtels bei Druck- und Biegebeanspruchung und dessen Verformungsvermögen wurde zu verschiedenen Zeitpunkten und entsprechend unterschiedlicher Aushärtung ermittelt. Die Prüfungen erfolgten an prismatischen Probekörpern $4 \times 4 \times 16 \text{ cm}^3$. Alle Proben wurden bei Raumtemperatur hergestellt, gelagert und geprüft. Die Art der Prüfungen und deren Ergebnis geht aus Bild 4.1 hervor.

Die Kurvenverläufe zeigen, daß die Entwicklung der einzelnen mechanischen Kennwerte in unterschiedlichem Maße von der Aushärtung abhängt. Während die Biegezugfestigkeit nach einem Tag bereits rd. 90 % der 28-Tage-Festigkeit beträgt, hat der E-Modul erst etwa 70 % erreicht.

In Bild 4.2 sind die zugehörigen Spannungs-Dehnungslinien bei Druckbeanspruchung aufgetragen.

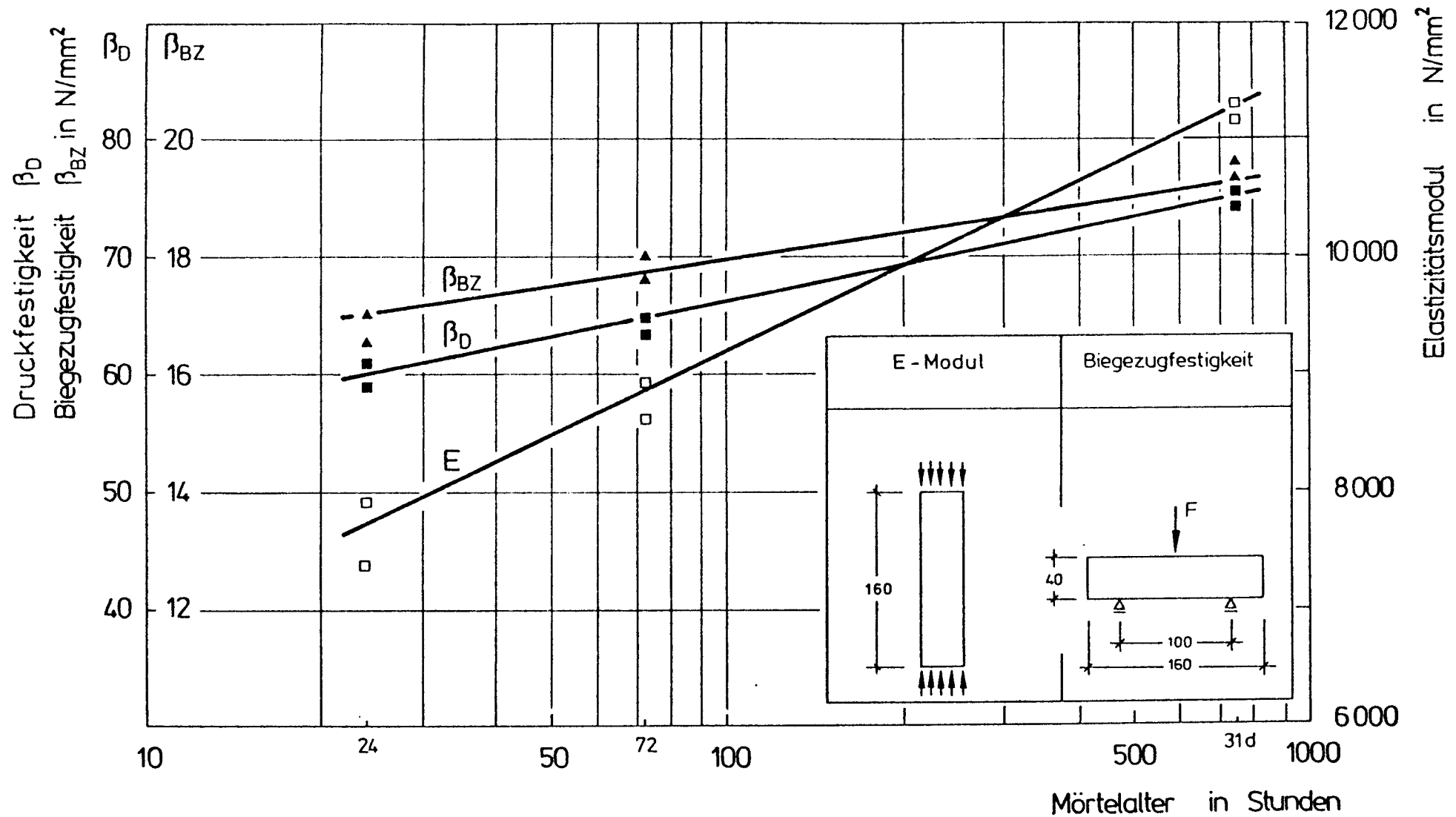


Bild 4.1: Einfluß der Zeit auf E-Modul, Biegezugfestigkeit und Druckfestigkeit des Kunstharzmörtels;
Durchführung der Prüfung in Anlehnung an DIN 1164 bzw. DIN 18 555 bei Raumtemperatur

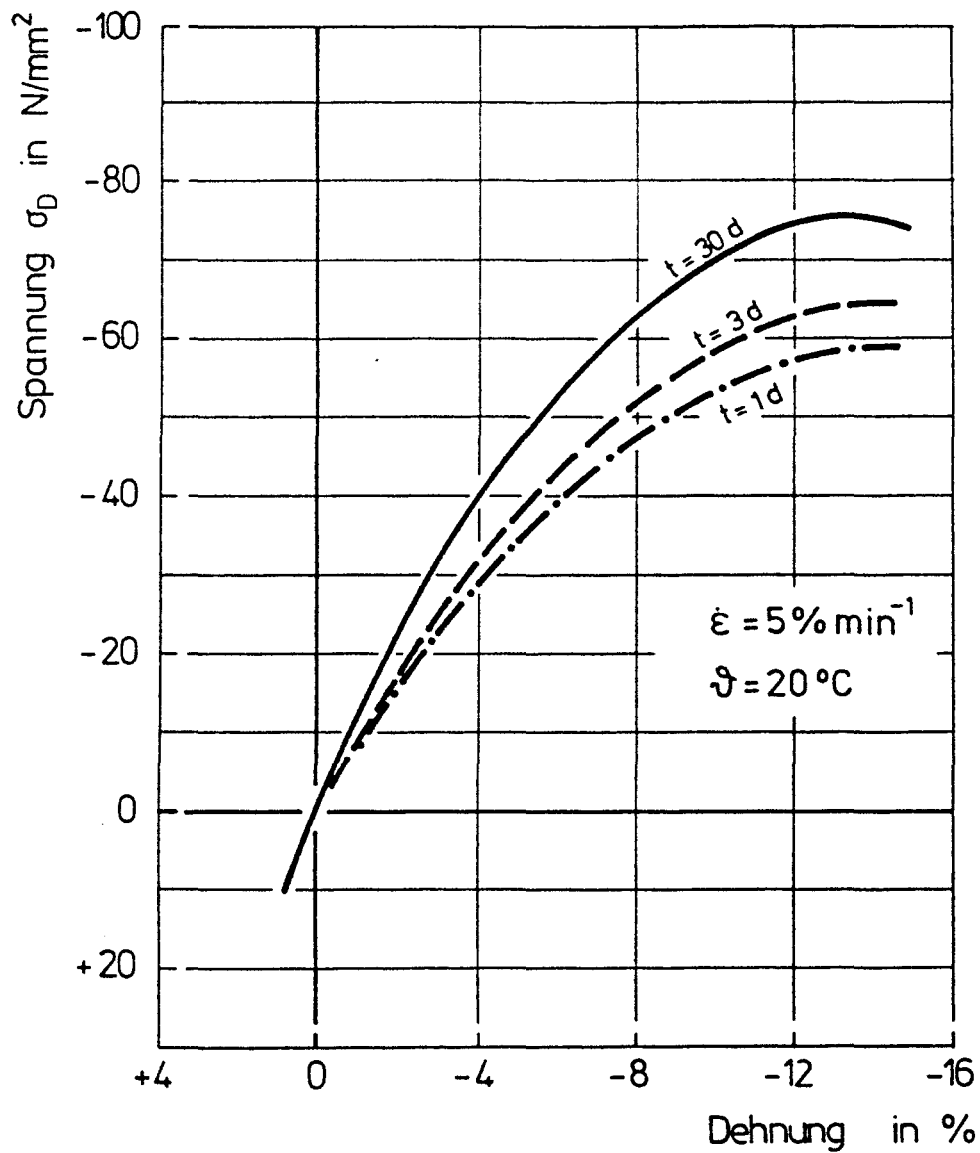


Bild 4.2: Spannungs-Dehnungs-Linien von UP-Vergrußmörteln bei verschiedenem Mörtelalter (mittiger Druck)

5. VERBUNDVERHALTEN DES IN KUNSTHARZMÖRTEL EINGEBETTETEN HLV-STABS

5.1 Vorbemerkungen

Die Ankoppelung des HLV-Stabes an den ihn umschließenden Vergußmörtel erfolgt durch Verbundkräfte. Für die Entwicklung eines mechanischen Modells zur analytisch-numerischen Beschreibung des Tragverhaltens einer Vergußverankerung wird es demnach erforderlich, den differentiellen Zusammenhang zwischen der lokalen Verbundspannung τ und der lokalen Relativverschiebung v am Stabelement zu formulieren. Diese Feststellung gilt sowohl für eine monotone Kraftsteigerung unter Kurzzeitbeanspruchung als auch für schwellende Kräfte. Diesen differentiellen Zusammenhang stellt das globale Werkstoffgesetz $\tau(v)$ des Verbunds dar, in dem der komplexe Spannungs- und Verzerrungszustand in Nähe der Staboberfläche infolge Kraftüberleitung Stab/Vergußmörtel verschmiert eingefangen wird. Das $\tau(v)$ -Gesetz wird im Ausziehversuch mit kurzer Verbundlänge bestimmt. Kepp /15/ konnte mit Kenntnis experimentell ermittelter $\tau(v)$ -Linien den Tragmechanismus der Verbundverankerung unter Kurzzeitlast analytisch bis zum Bruch beschreiben. Für schwellende Beanspruchung ist eine derartige Beschreibung bislang noch nicht gelungen. Die nachstehend berichteten Versuche sollen hierzu die Grundlage liefern.

5.2 Kurzzeitverbundverhalten

Wie aus Abschnitt 4 hervorgeht, wurden im Rahmen von Vorversuchen verschiedene Mörtelsysteme hinsichtlich ihrer Verbundfestigkeit untersucht. Dabei hatte sich eine Mörtelzusammensetzung als geeignet erwiesen, die bei den Grundlagen- und Spanngliedversuchen zur Anwendung kam.

Mit diesem Mörtel wurden Ausziehkörper nach Bild 5.1 gefertigt, deren Verbundlänge $l_v = 20 \text{ mm}$ ($l_v = 2,6 d_{\text{HLV}}$) betrug. Der Aufbau des Prüfkörpers erfüllt die in der Stahlbetonforschung üblichen Anforderungen. Eine Besonderheit liegt darin, daß die vom Kolben ausgeübte Kraft erst unmittelbar unterhalb der Verbundzone über ein Stahlrohr in den HLV-Stab eingeleitet wird. Auf diese Weise wird erreicht, daß der Versuch nach Überschreiten der Verbundfestigkeit weggeregelt gesteuert werden kann. Eine Kraftüber-

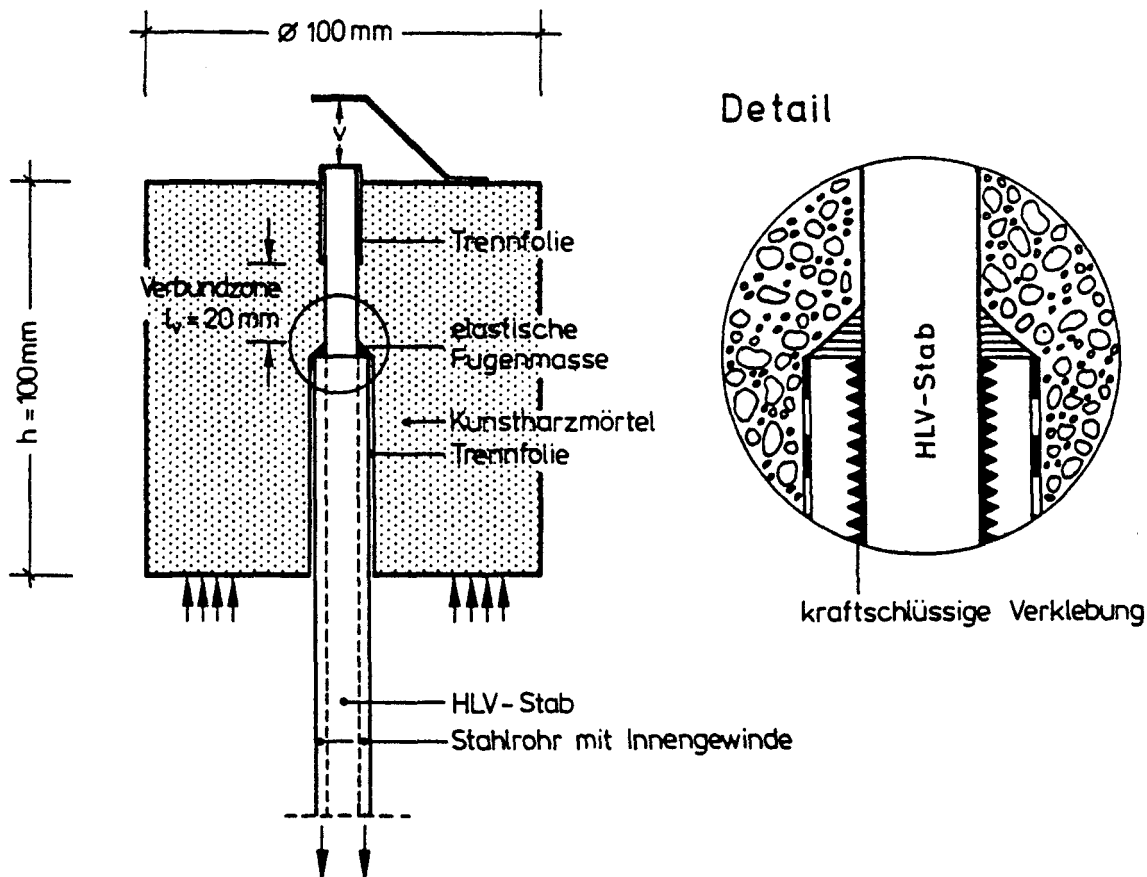


Bild 5.1: Aufbau des Ausziehkörpers für die Verbunduntersuchungen

tragung von der Maschinenklemme bis zur Verbundzone durch den HLV-Stab selbst würde zur Folge haben, daß im Stab bis zum Versagen eine erhebliche Formänderungsenergie gespeichert wird. Bei Verbundversagen durch Gleiten würde diese Formänderungsenergie freigesetzt werden, so daß die damit verbundene große Verschiebungsgeschwindigkeit die meßtechnische Erfassung der wahren τ - v -Beziehung im fallenden Ast nicht zuließe.

Zwischen der mittleren Verbundspannung τ und der Verschiebung v besteht bis zum Erreichen der Verbundfestigkeit τ_u ein nahezu linearer Zusammenhang (Bild 5.2). Nach Überschreiten von τ_u fällt die Verbundspannung bis auf einen auf Reibung zurückzuführenden Wert τ_R ab.

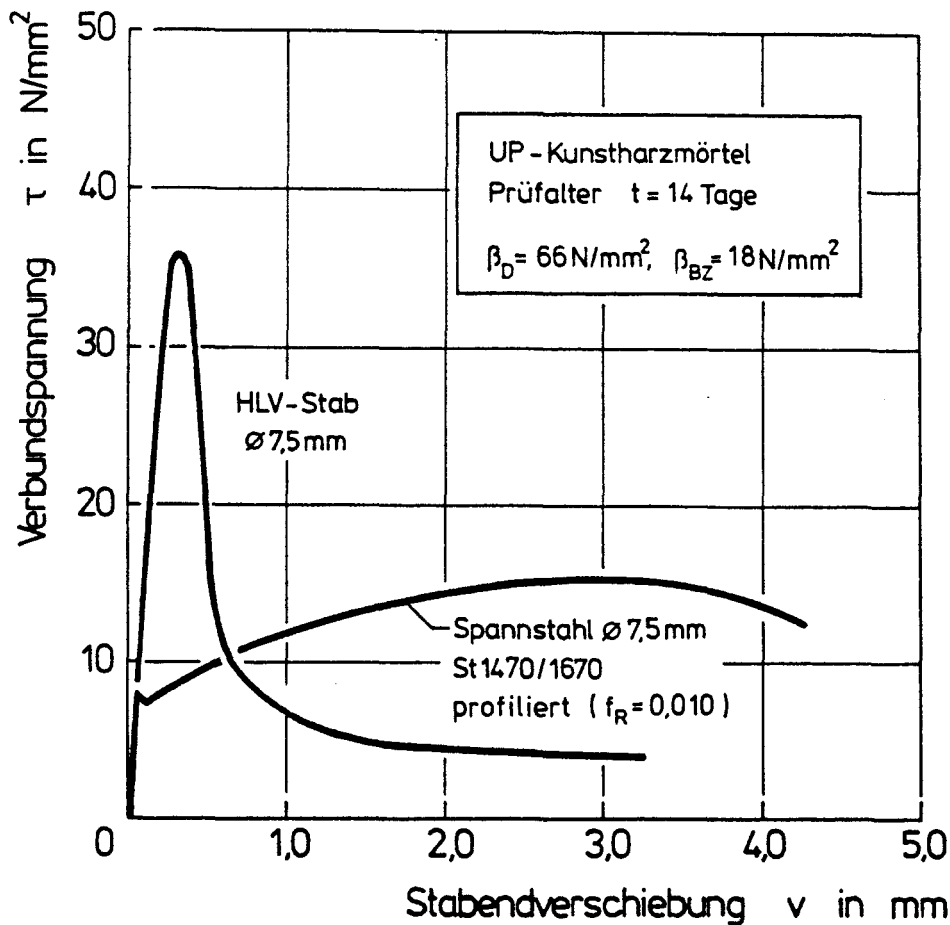


Bild 5.2: Verbundspannung-Verschiebungs-Beziehung eines HLV-Stabes sowie eines Spannstahls in Kunstharzmörtel; Verbundlänge $l_v = 20 \text{ mm}$

Verwendet man anstelle des HLV-Stabes einen profilierten Spannstahl mit einer bezogenen Rippenfläche $f_R = 0,01$, so ergibt sich die gleichfalls eingetragene τ - v -Beziehung. Der Vergleich der beiden Kurven macht die verschiedenartigen Verbundmechanismen deutlich. Während bei HLV-Stäben der Verbund im ansteigenden Ast auf Adhäsion zurückzuführen ist und die maximale Verbundspannung von $\tau_u = 36 \text{ N/mm}^2$ bereits bei einer Verschiebung von $v \sim 0,4 \text{ mm}$ eintritt, ist der adhäsionsbedingte Verbund bei Spannstahl gering ($\tau_{ad} \sim 8 \text{ N/mm}^2$). Beim Spannstahl versagt der Verbund nach großer Verschiebung auf einem wesentlich niedriger liegenden Festigkeitsniveau von $\tau_u \approx 16 \text{ N/mm}^2$. Das Versagen ist auf das Überschreiten der Mörtelfestigkeit unterhalb der durch die Profilierung gebildeten Spannstahlkonsolen zurückzuführen.

Um den Einfluß der Verbundlänge auf die mittlere Verbundspannung im Bruchzustand zu ermitteln, wurde die Verbundlänge bei weiteren Versuchen bis auf $l_v = 300 \text{ mm}$ vergrößert.

Wie in Bild 5.4 eingetragen, versagten die Proben im allgemeinen durch Verbundbruch (Auszug des HLV-Stabs aus dem Kunstharzmörtel). Bei der größten untersuchten Verbundlänge von $l_v = 300$ mm war sowohl Stabauszug als auch Faserbruch festzustellen. Der Verlauf der mittleren Verbundspannung im Bruchzustand zeigt, daß dieser Wert mit zunehmender Verbundlänge deutlich abnimmt. Eine Vergrößerung von $l_v = 20$ mm auf $l_v = 100$ mm führt zu einer Halbierung der maximalen mittleren Verbundspannung. Diese Beobachtung führt zu dem Schluß, daß die Verbundspannung über die Verbundlänge sehr ungleichförmig verteilt ist.

Alternativ zu diesen Untersuchungen wurde das Verbundverhalten an Proben ermittelt, bei denen der HLV-Stab durch einen Oberflächenschutz verstärkt wurde. Wie im Abschnitt 7.4.2 näher erläutert, bestand die Verstärkung aus einem Glasfasergewebes Schlauch - auch Glasseidenschlauch (GSS) genannt -, der im angeklebten Zustand eine Einheit mit dem HLV-Stab bildet. Der Stabdurchmesser wird durch diese Maßnahme von 7,5 mm auf rd. 8,5 mm vergrößert. Diese Verstärkung dient der Verbesserung des dynamischen Verhaltens verankerter Stäbe. Ihre Wirkung beruht darauf, daß bei Relativverschiebungen zwischen dem Stab und dem Vergußmörtel nicht unmittelbar die tragenden Fasern verschleißbeansprucht sind, sondern eine Zwischenschicht als Faserschutz wirksam wird.

In Bild 5.3 sind die τ - v -Beziehungen von verstärkten und von unverstärkten Stäben wiedergegeben. Die Verbesserung des Verbundes hängt zum Teil mit der Vergrößerung des Stabdurchmessers zusammen. Es ist anzunehmen, daß sich darüber hinaus die gröbere Strukturierung der Staboberfläche tragfähigkeitserhöhend auswirkt. Auch bei Vergrößerung der Verbundlänge wird dieser Einfluß deutlich (Bild 5.4, obere Linie).

5.2 Verbundverhalten unter dynamischer Beanspruchung

Um das Verbundverhalten unter nicht ruhender Beanspruchung zu ermitteln, wurden Ausziehkörper nach Bild 5.1 einer zyklischen Beanspruchung unterworfen. Diese Versuche dienten zur Klärung des Einflusses von Oberlast und Schwingbreite auf die Bruchlastspielzahl und auf die Schlupfentwicklung. Weiter war festzustellen, welchen Einfluß eine Oberflächenverstärkung ausübt und auf welche Weise die Verbundelemente versagen.

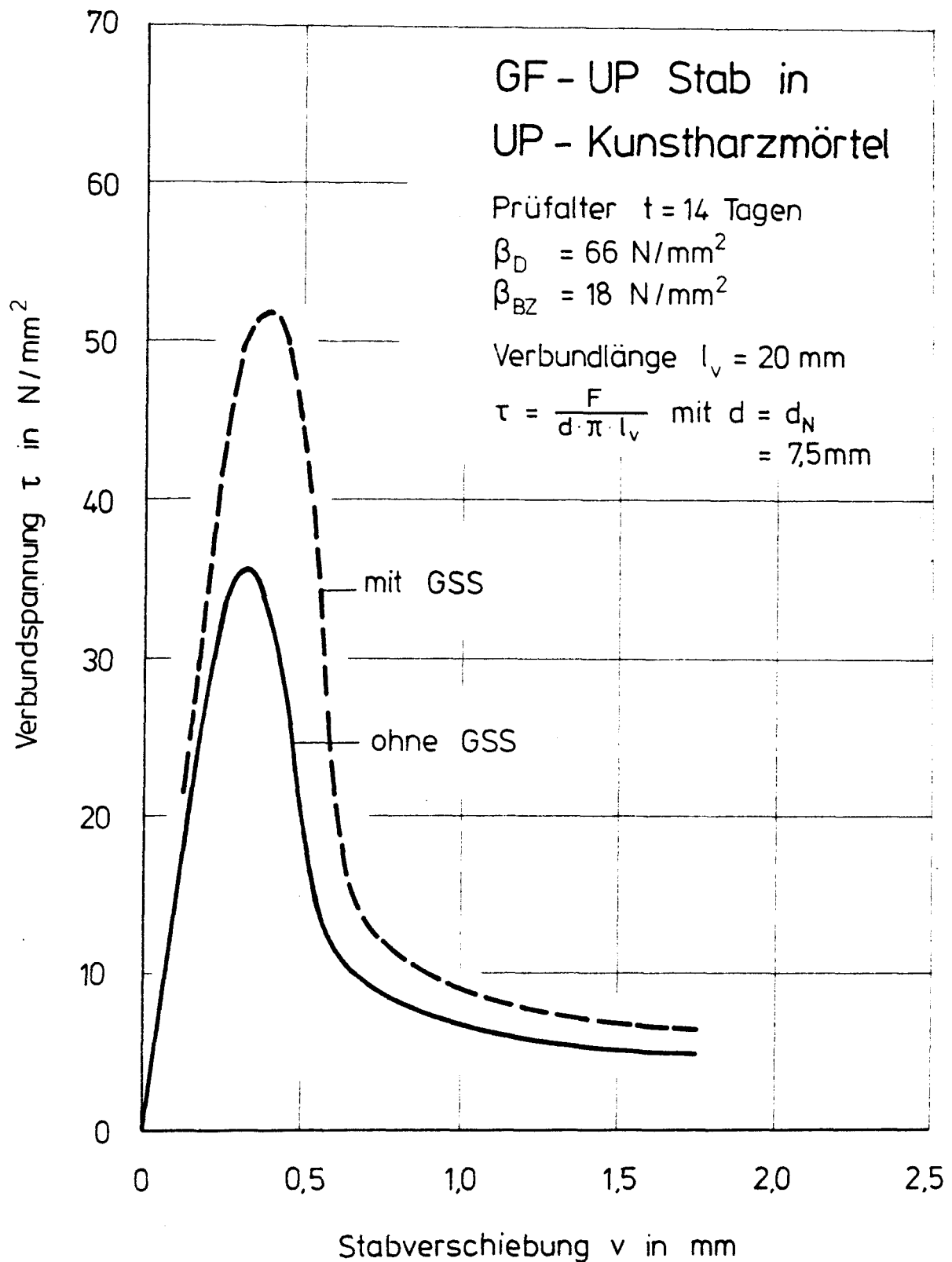


Bild 5.3 : Verbundspannung - Verschiebungsbeziehung von
HLV-Stäben mit und ohne Oberflächenverstärkung
Versuchskörper gemäß Bild 5.1

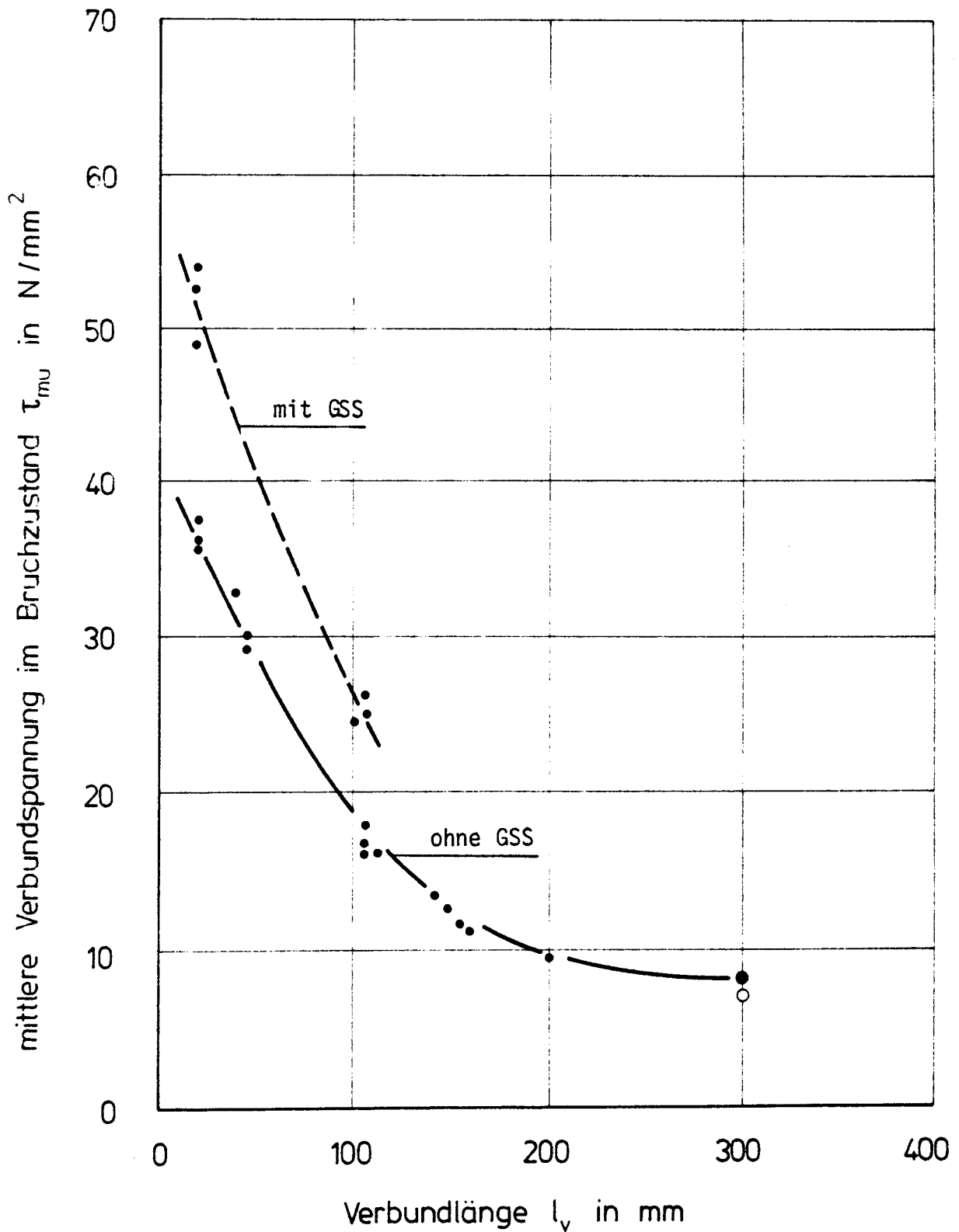


Bild 5.4 : Einfluß der Verbundlänge auf die mittlere Verbundspannung im Bruchzustand von verstärkten und unverstärkten HLV-Stäben

In den ersten beiden Versuchsserien (Versuche Dyn 20/1 bis 14 - Tab. 5.1 - und Dyn 20/15 bis 24 - Tab. 5.2 -) wurden Proben ohne Oberflächenverstärkung untersucht. Die Beanspruchung wurde in der Serie 1 zwischen einer Unterlast von $F_u = 0$ und unterschiedlichen Oberlasten eingestellt. Die maximale Oberlast entsprach einer Verbundspannung von $\tau_o = 27 \text{ N/mm}^2 \approx 0,75 \beta_\tau$ (β_τ ist die Verbundfestigkeit τ_{mu} ($l_v = 20 \text{ mm}$)). Die Serie 2 wurde mit Oberlasten entsprechend $0,65 \leq \tau_o/\beta_\tau \leq 0,75$ und angehobenen Unterlasten durchgeführt.

In der Serie 3 wurde das Verbundverhalten von Proben mit den Bezeichnungen Dyn 20/25 bis 28 untersucht, deren Stäbe oberflächenverstärkt waren. Diese Serie wurde wie Serie 1 mit einer Unterlast $F_u = 0$ und Oberlasten entsprechend $\tau_o = 0,77$ bzw. $0,52 \beta_\tau$ geprüft. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.1 aufgenommen.

In Bild 5.5 sind die Wöhler-Linien des Verbundes für $\kappa = 0$ für Proben mit bzw. ohne Oberflächenverstärkung eingetragen. Die Ergebnisse zeigen erwartungsgemäß, daß die ertragbare Lastspielzahl mit Verringerung der Oberspannung kontinuierlich zunimmt. Im untersuchten Bereich ist kein Abknicken der τ_o - N_u -Kurve festzustellen. Die Existenz einer Dauerfestigkeit deutet sich danach nicht an. Die vier Proben mit Stabverstärkung weisen einheitlich Bruchlastspielzahlen auf, die erheblich über den Vergleichsergebnissen ohne GSS liegen. Der Abstand zwischen den Linien für unverstärkte bzw. für verstärkte Proben beträgt mehr als eine Dekade.

Das Versagen der Proben trat ausnahmslos durch Stabauszug ein. Bei den verstärkten Proben blieb die Verstärkungsschicht fest auf dem Stab haften und wurde mit diesem herausgezogen.

In Bild 5.6 sind die Wöhler-Linien für verschiedene in den Versuchen jeweils konstante Oberspannungen eingetragen. Die Versuche haben gezeigt, daß eine Verminderung der Oberspannung von $\tau_o = 0,75 \beta_\tau$ auf $0,65 \beta_\tau$ zu einer wesentlichen Erhöhung der Bruchlastspielzahl führt.

In den Bildern 5.1 bis 5. ist die lastspielzahlabhängige Entwicklung des Schlupfes aufgetragen, wie er am unbelasteten Stabende gemessen wurde. Aus diesen Darstellungen geht der große Einfluß der Oberlast und der Schwingbreite auf die Schlupfentwicklung hervor. Die typischen Kurvenverläufe weisen über einen größeren Beanspruchungsbereich einen leicht überpropor-

Tab. 5.1: Ergebnisse der Verbunduntersuchungen an GF-UP-Stäben in Kunstharz-
mörtel für Zugschwellbeanspruchung
Unterlast $F_u = 0$ (Ursprungsbeanspruchung); $l_v = 20 \text{ mm}$, $\beta_\tau = 36 \text{ N/mm}^2$
Untersuchung^u des Einflusses einer Oberflächenverstärkung^τ

	Versuch DYN		τ_o N/mm ²	τ_o/β_τ	Stabendverschiebung in μm bei				N_u
					N = 1	10	100	1000	
Serie 1	20/1	ohne Oberflächenverstärkung	14,4	0,4	20	21	23	29	59.200
	20/2		14,4	0,4	24	25	32	36	41.800
	20/3		14,4	0,4	23	*	*	*	68.700
	20/4		18,3	0,50	22	26	30	41	7.284
	20/5		18,3	0,50	25	*	*	*	5.425
	20/6		19,8	0,55	28	33	42	56	4.023
	20/7		21,6	0,60	43	53	71	-	741
	20/8		21,6	0,60	41	51	69	-	713
	20/9		23,4	0,65	36	44	54	73	1.995
	20/10		23,4	0,65	37	43	52	63	7.264
	20/11		25,2	0,70	45	59	89	-	159
	20/12		25,2	0,70	39	47	58	-	614
	20/13		27,0	0,75	43	55	-	-	72
	20/14		27,0	0,75	39	47	62	-	467
Serie 3	20/25	mit	27,7	0,77	60	66	74	85	16.680
	20/26		27,7	0,77	52	56	61	68	32.440
	20/27		18,6	0,52	52	52	52	59	698.940
	20/28		18,6	0,52	44	43	44	46	464.150

τ_o - Verbundspannung bei Oberlast

N_u - Bruchlastspielzahl

* - Meßsystem ausgefallen

Tab. 5.2: Ergebnisse der Verbunduntersuchungen an GF-UP-Stäben in Kunstharzmörtel bei
Zugschwellbeanspruchung
Unterlast $\neq 0$; $l_v = 20 \text{ mm}$; $\beta_\tau = 36 \text{ N/mm}^2$

Versuch		τ_o	τ_u	τ_o/β_τ	τ_u/β_τ	Stabendverschiebung in μm bei					N_u
Dyn		N/mm^2	N/mm^2			$N = 1$	10	100	1.000	10.000	
Serie 2 ohne Oberflächenverstärkung	20/15	27,0	13,5	0,75	0,375	62	76	89	113	-	18.366
	20/16	27,0	13,5	0,75	0,375	52	66	76	102	142	28.559
	20/17	27,0	10,0	0,75	0,278	50	64	83	-	-	950
	20/18	27,0	10,0	0,75	0,278	61	85	108	154	-	1.597
	20/19	27,0	7,0	0,75	0,194	46	56	82	-	-	176
	20/20	27,0	7,0	0,75	0,194	46	55	73	-	-	708
	20/21	25,2	8,0	0,70	0,22	49	56	65	81	-	7.044
	20/22	25,2	8,0	0,70	0,22	52	61	75	98	-	4.270
	20/23	23,4	5,5	0,65	0,153	43	52	61	70	88	90.474
	20/24	23,4	5,5	0,65	0,153	46	55	64	78	108	33.260

tionalen Anstieg auf, der die Ermüdung des Verbundes widerspiegelt. Der Schlupf nimmt vor der Zerstörung stark zu. Der Ermüdungsbereich geht etwa dort in den Zerstörungsbereich über, wo die lastspielabhängige Schlupfzunahme $v(N)$ die gleiche Größe wie der lastabhängige Spontanschluß $v(F)$ erreicht.

Würden die Meßergebnisse in einer doppelt-logarithmischen Darstellungsweise aufgetragen werden, so ergäbe dies einen näherungsweise geradlinigen Kurvenverlauf. Diese Gesetzmäßigkeit ist bei Verbunduntersuchungen an Stahlbetonkörpern von Rehm/Eligehausen /29/ in gleicher Weise gefunden worden. Die letztgenannten Versuche wiesen jedoch eine bessere Dauerfestigkeit und eine geringere Schlupfzunahme auf.

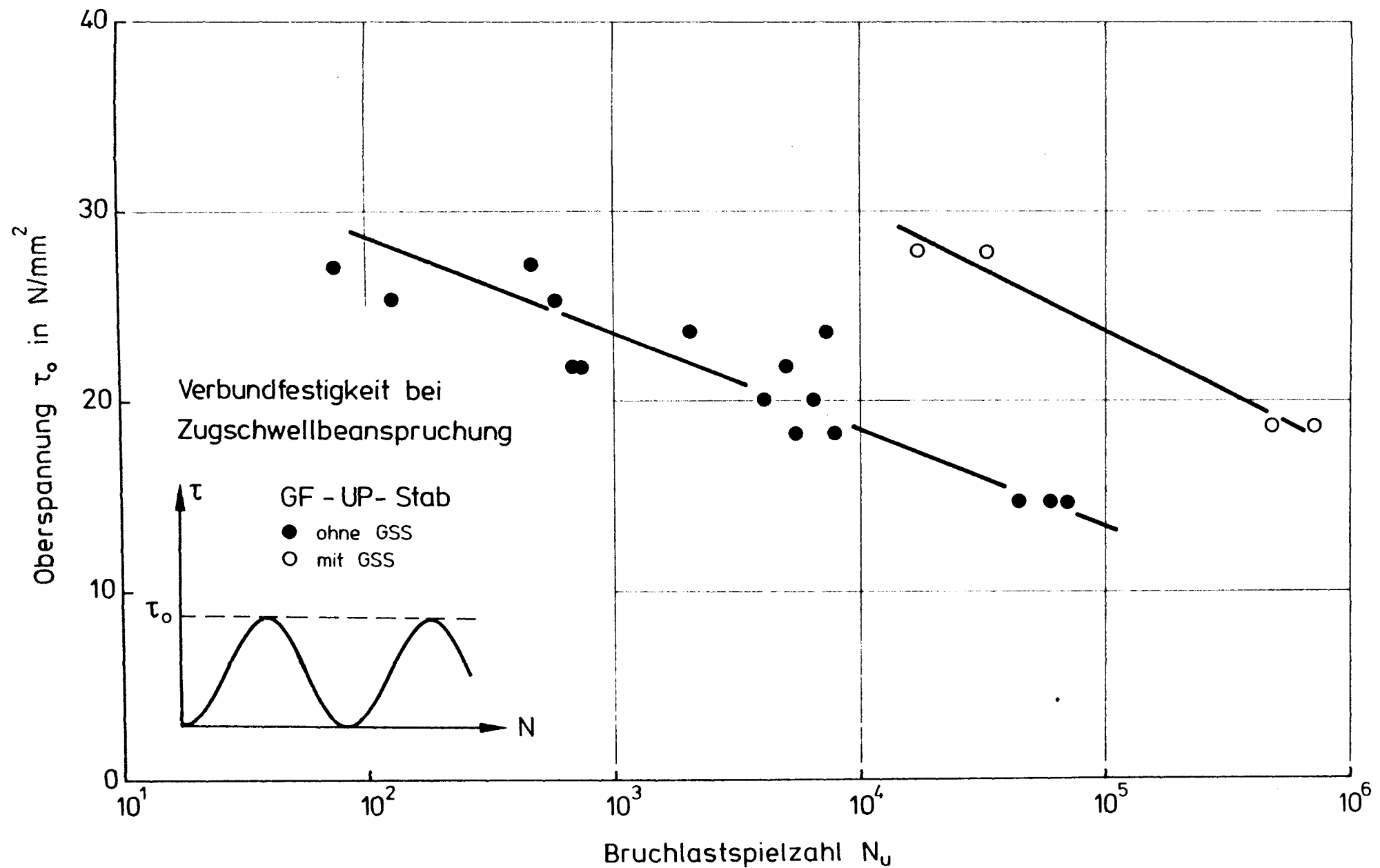


Bild 5.5 : Einfluß der Oberspannung auf die Verbundbruchlastspielzahl bei der Unterspannung Null.
Prüfung an Ausziehkörpern; HLV-Stäbe mit und ohne GSS-Schutz.

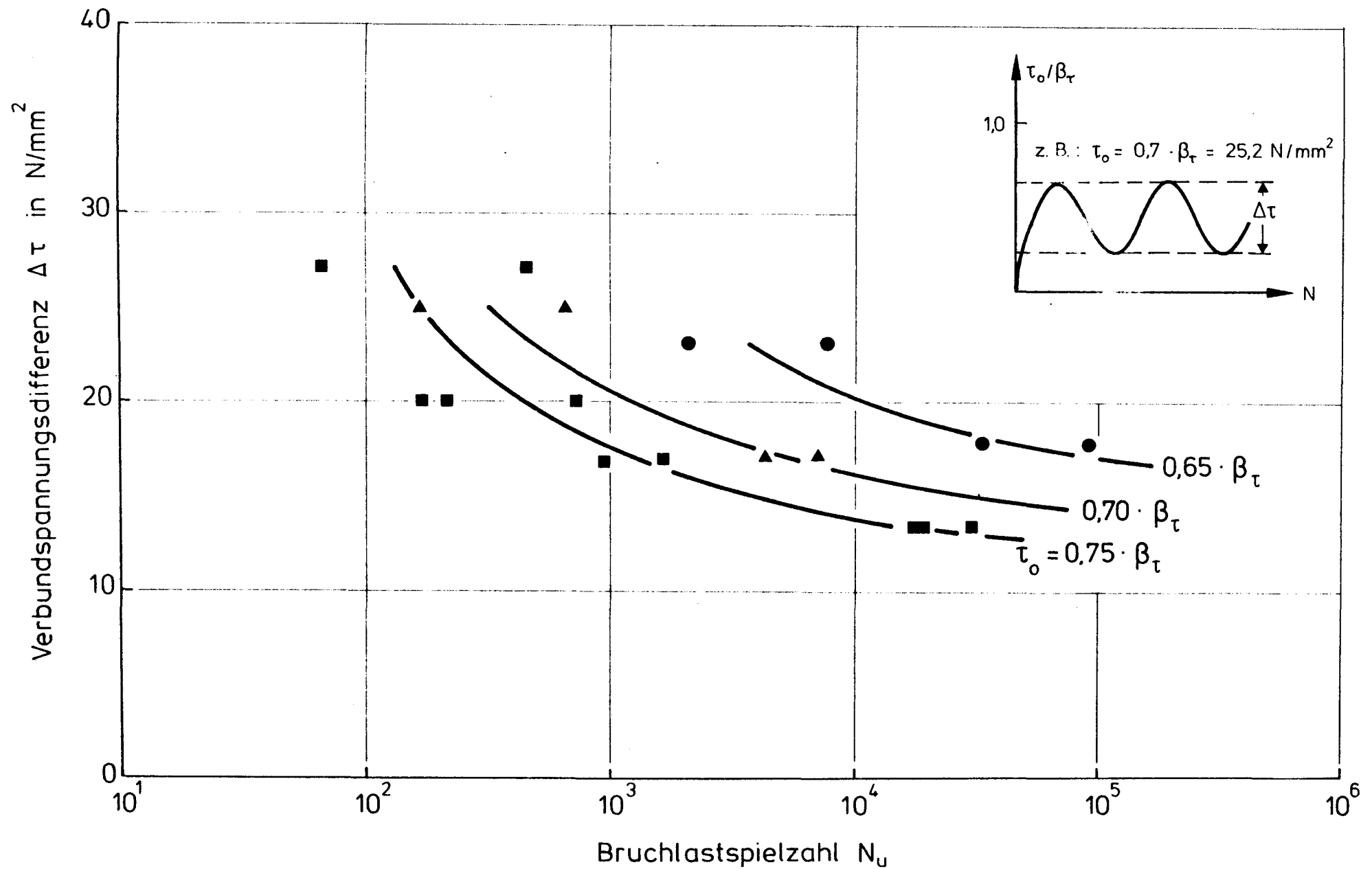


Bild 5.6 : Einfluß der Oberspannung auf die Verbundlastspielzahl bei variabler Unterspannung.
Prüfung an Ausziehkörpern; HLV-Stäbe ohne GSS-Schutz

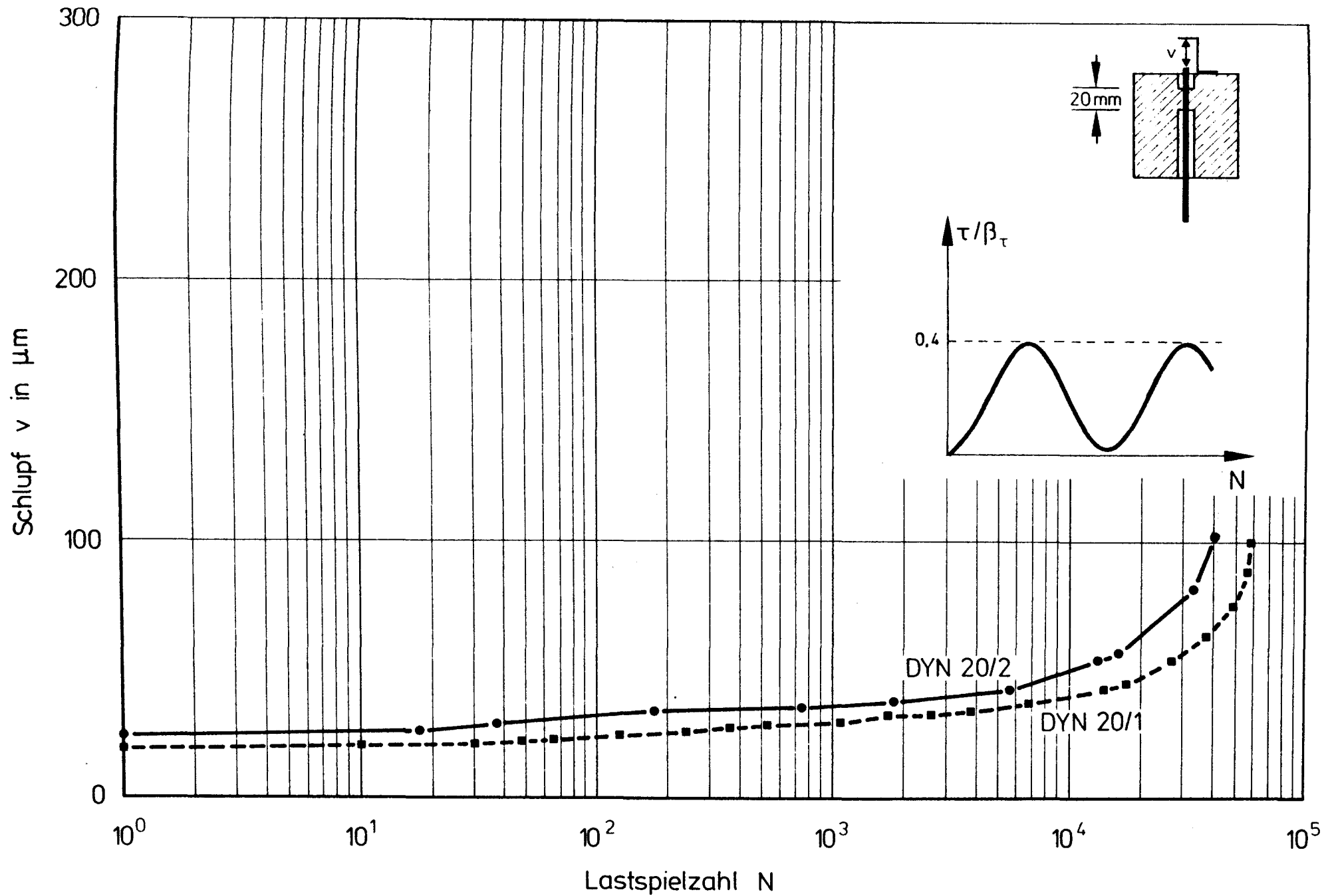


Bild 5.7 : Einfluß einer Zugursprungsbeanspruchung auf das Schlupfverhalten von HLV-Stäben in Kunstharzmörtel
Versuche Dyn 20/1 und 20/2; $\tau_0 = \Delta\tau = 14,4 \text{ N/mm}^2$; $f \sim 2,0 \text{ Hz}$

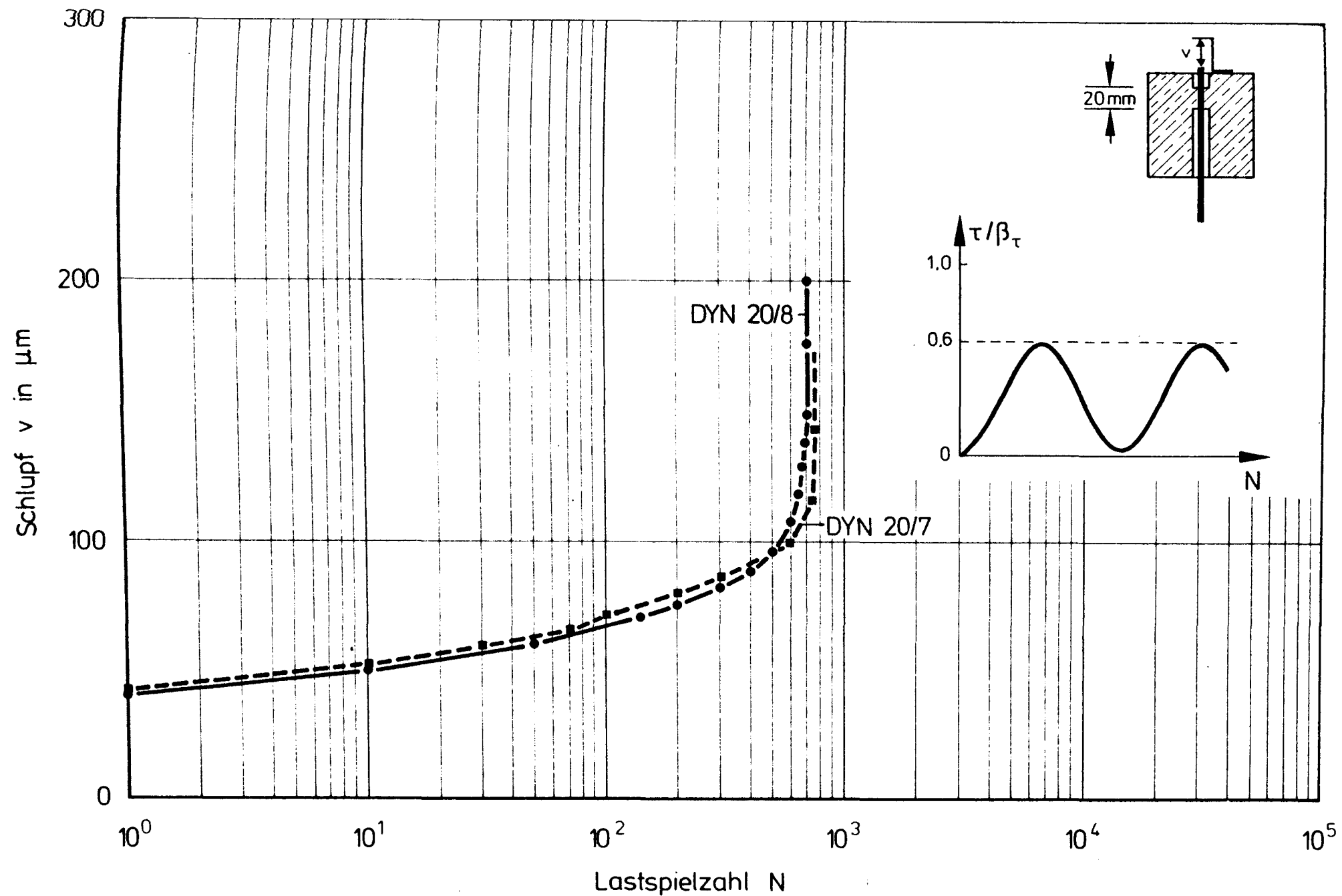


Bild 5.8 : Einfluß einer Zugursprungsbeanspruchung auf das Schlupfverhalten von HLV-Stäben in Kunstharzmörtel
Versuche Dyn 20/7 und 20/8; $\tau_0 = \Delta\tau = 21,6 \text{ N/mm}^2$; $f \sim 1,5 \text{ Hz}$

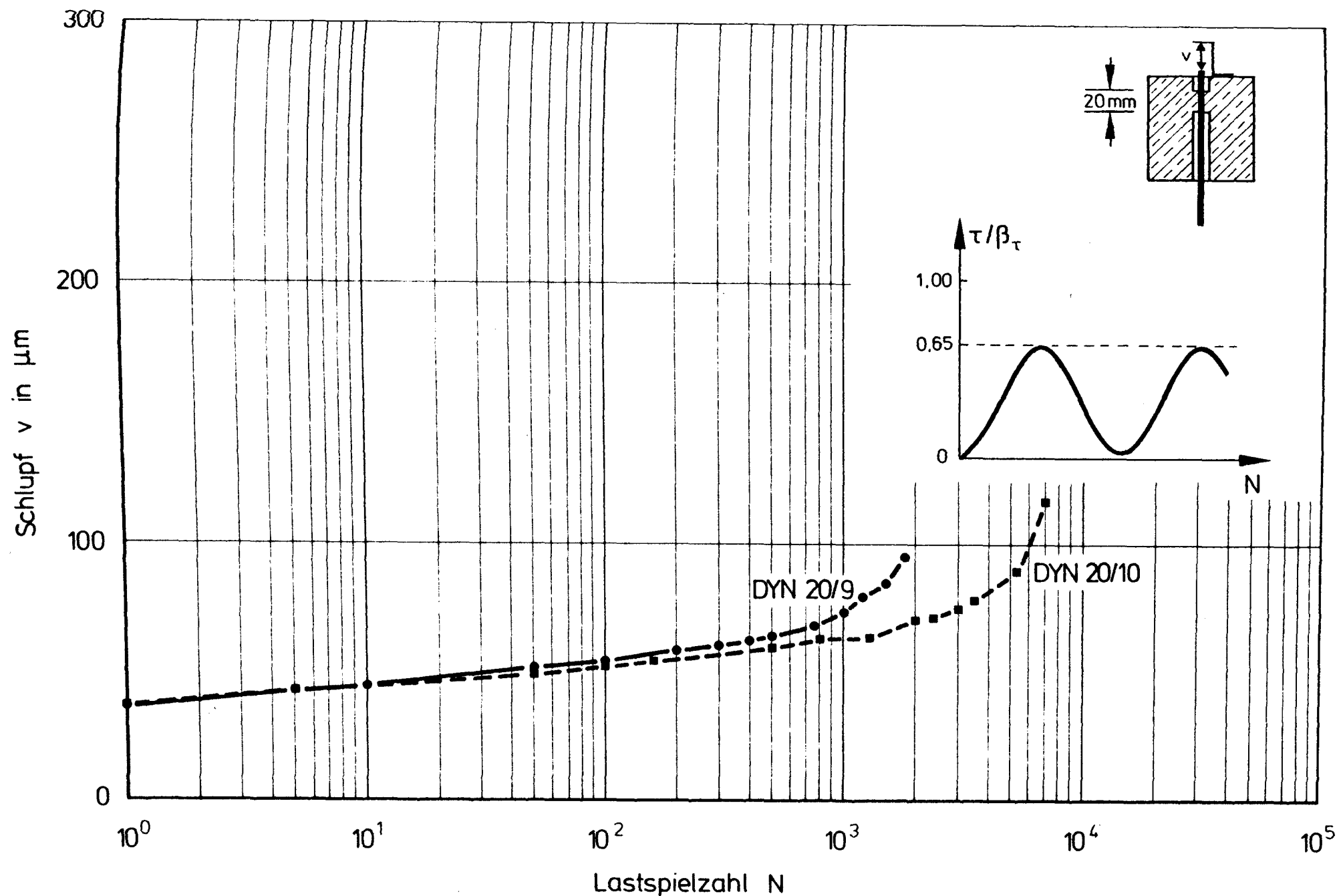


Bild 5.9 : Einfluß einer Zugursprungsbeanspruchung auf das Schlupfverhalten von HLV-Stäben in Kunstharzmörtel

Versuche Dyn 20/9 und 20/10; $\tau_0 = \Delta\tau = 23,3 \text{ N/mm}^2$; $f \sim 1,5 \text{ Hz}$

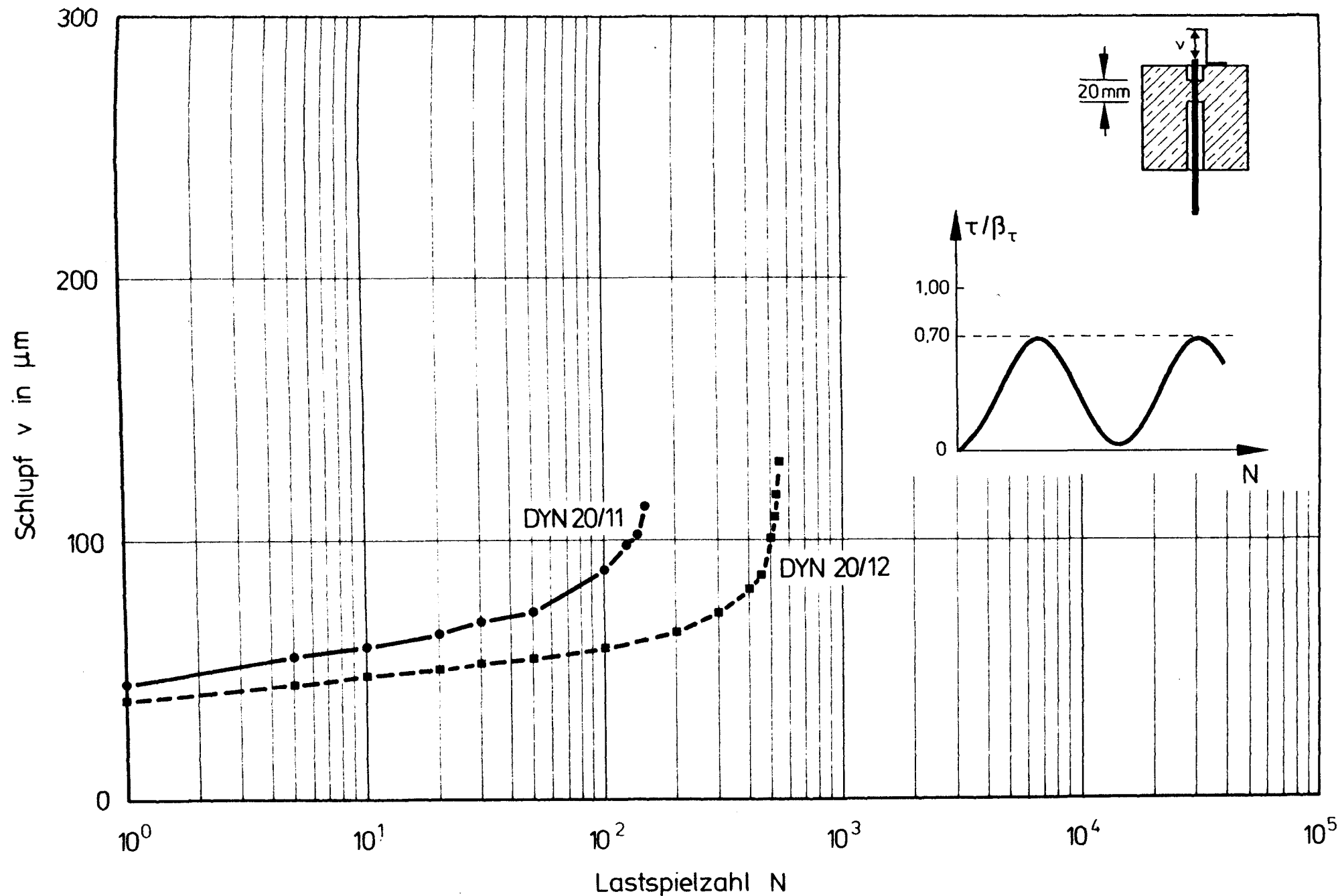


Bild 5.10 : Einfluß einer Zugursprungsbeanspruchung auf das Schlußverhalten von HLV-Stäben in Kunstharzmörtel

Versuche Dyn 20/11 und 20/12; $\tau_0 = \Delta\tau = 25,2 \text{ N/mm}^2$; $f \sim 1,0 \text{ Hz}$

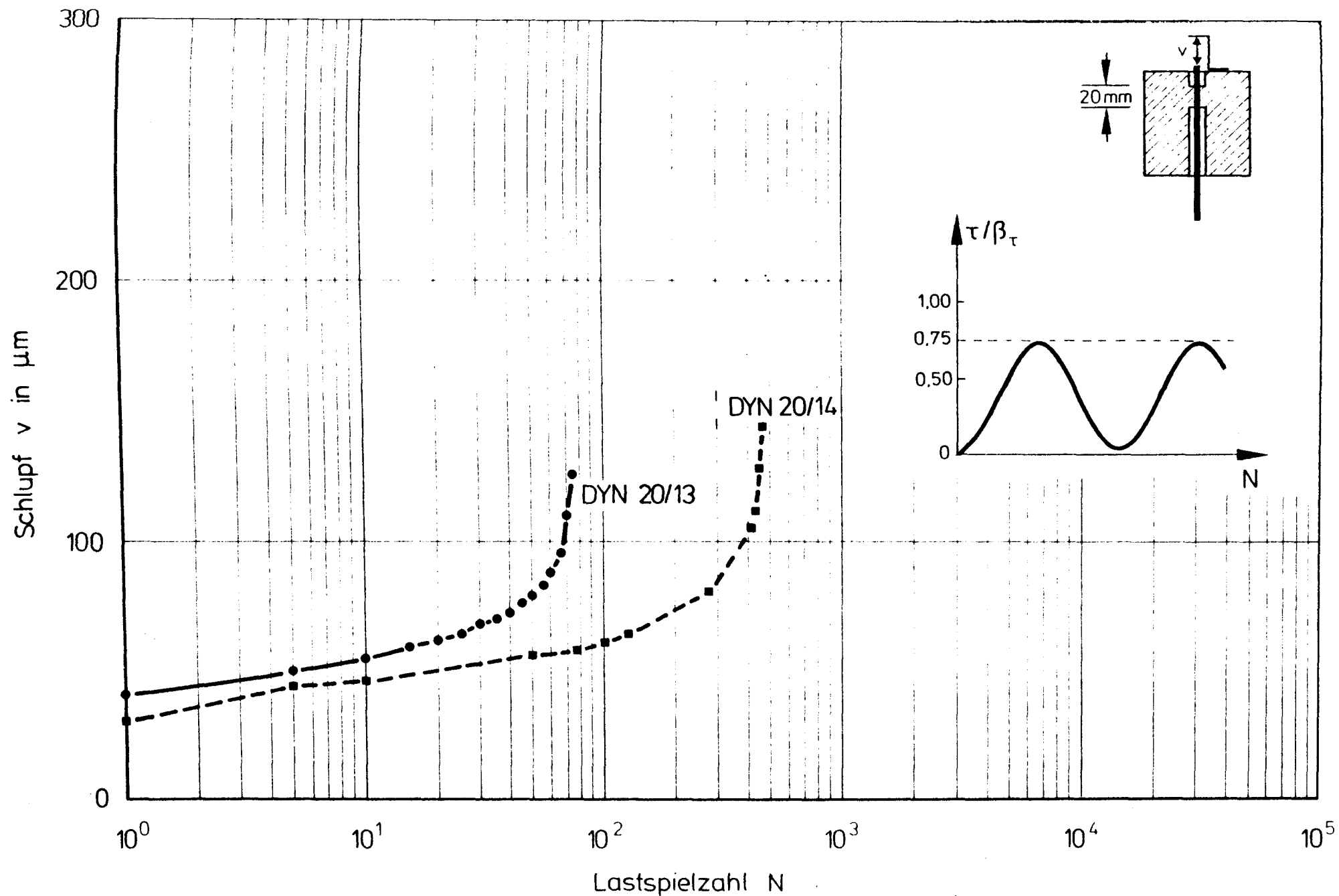


Bild 5.11 : Einfluß einer Zugursprungsbeanspruchung auf das Schlupfverhalten von HLV-Stäben in Kunstharzmörtel
 Versuche Dyn 20/13 und 20/14; $\tau_0 = \Delta\tau = 27,0 \text{ N/mm}^2$; $f \sim 1,0 \text{ Hz}$

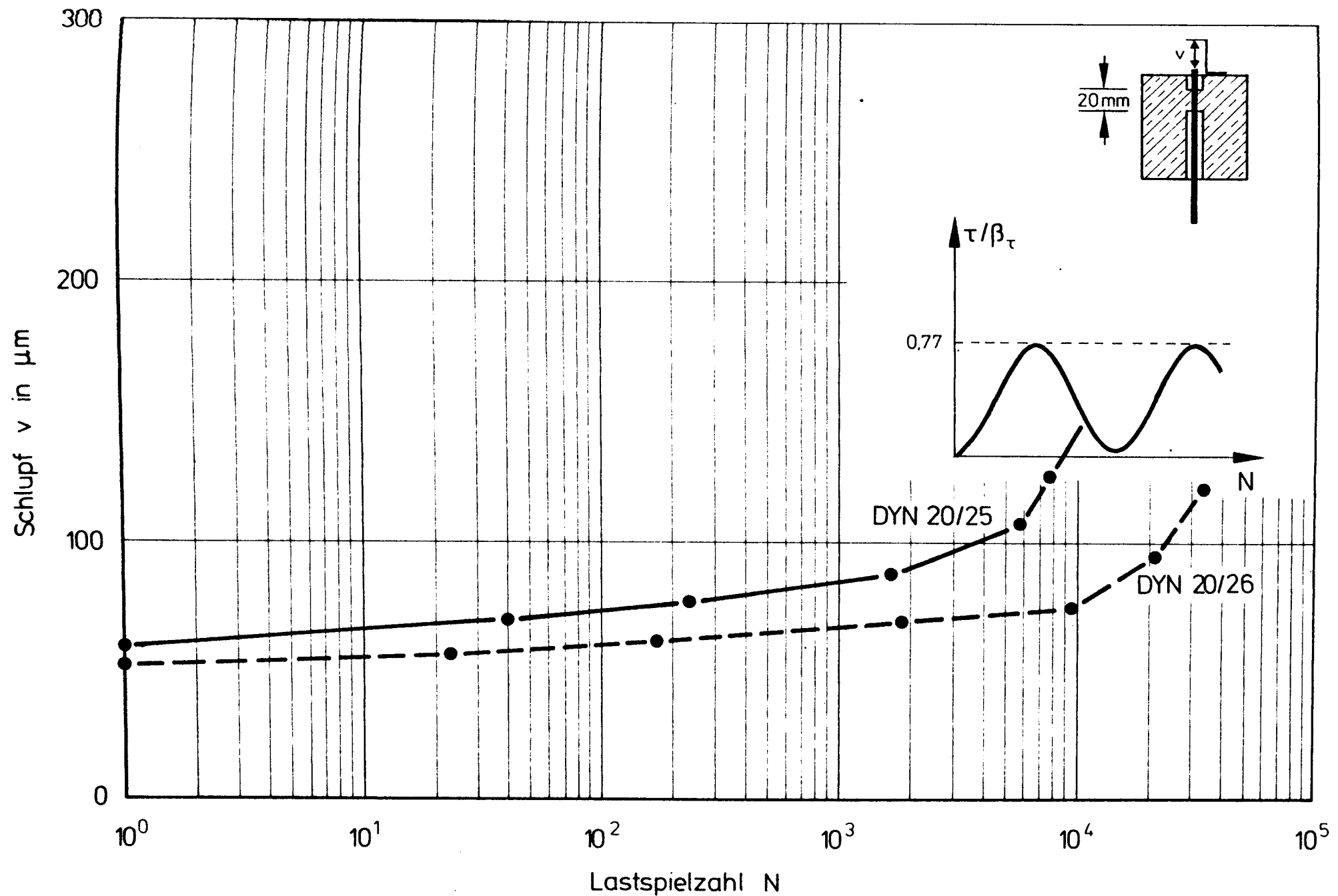


Bild 5.12 : Einfluß einer Zugursprungsbeanspruchung auf das Schlupfverhalten von HLV-Stäben in Kunstharzmörtel

Stab mit Oberflächenverstärkung; Versuche Dyn 20/25 und 20/26; $\tau_0 = \Delta\tau = 27,7 \text{ N/mm}^2$; $f \sim 1 \text{ Hz}$

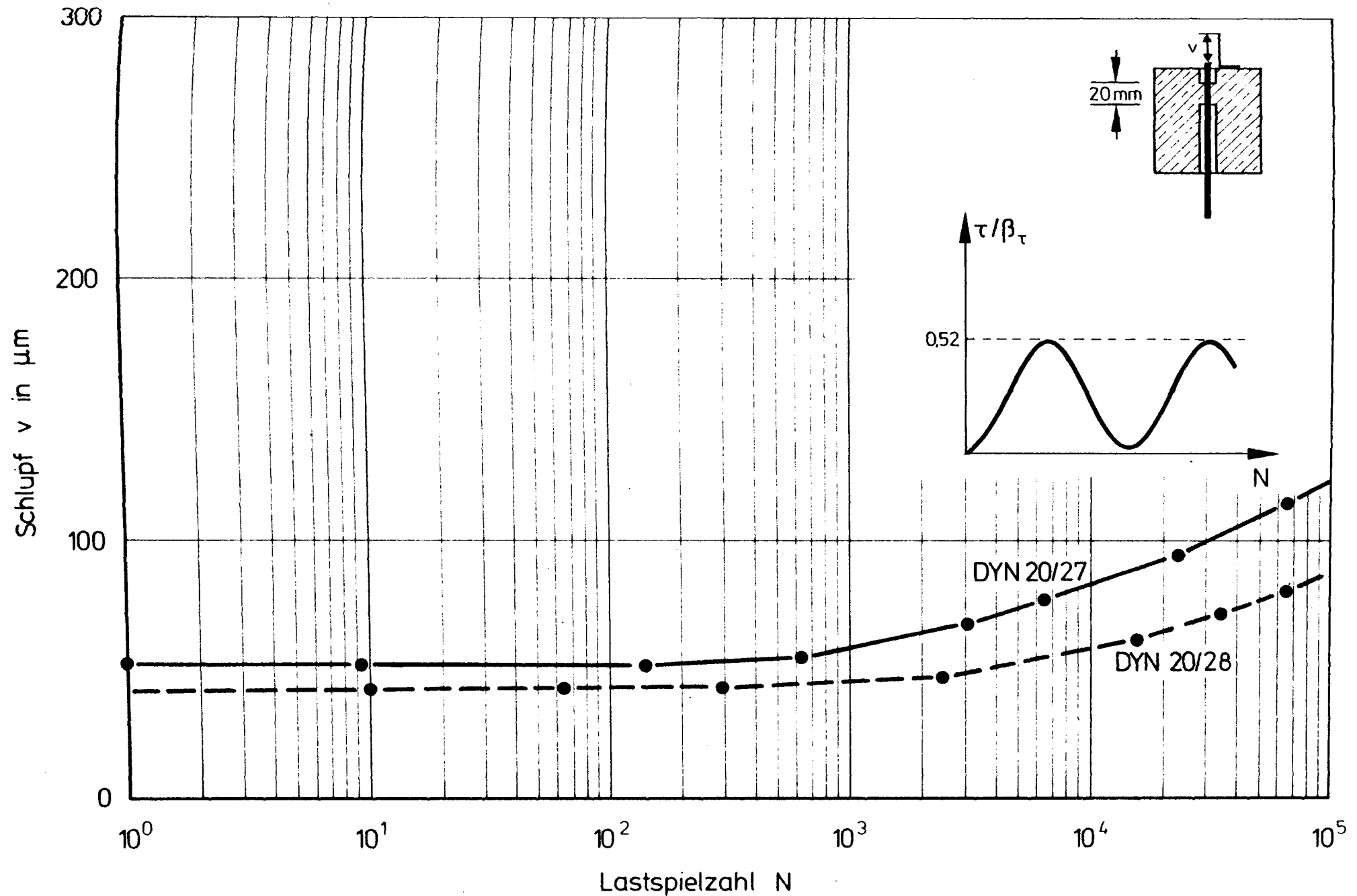


Bild 5.13 : Einfluß einer Zugursprungsbeanspruchung auf das Schlupfverhalten von HLV-Stäben in Kunstharzmörtel
 Stab mit Oberflächenverstärkung; Versuche Dyn 20/27 und 20/28; $\tau_0 \doteq \Delta\tau = 18,6 \text{ N/mm}^2$; $f \sim 1,5 \text{ Hz}$

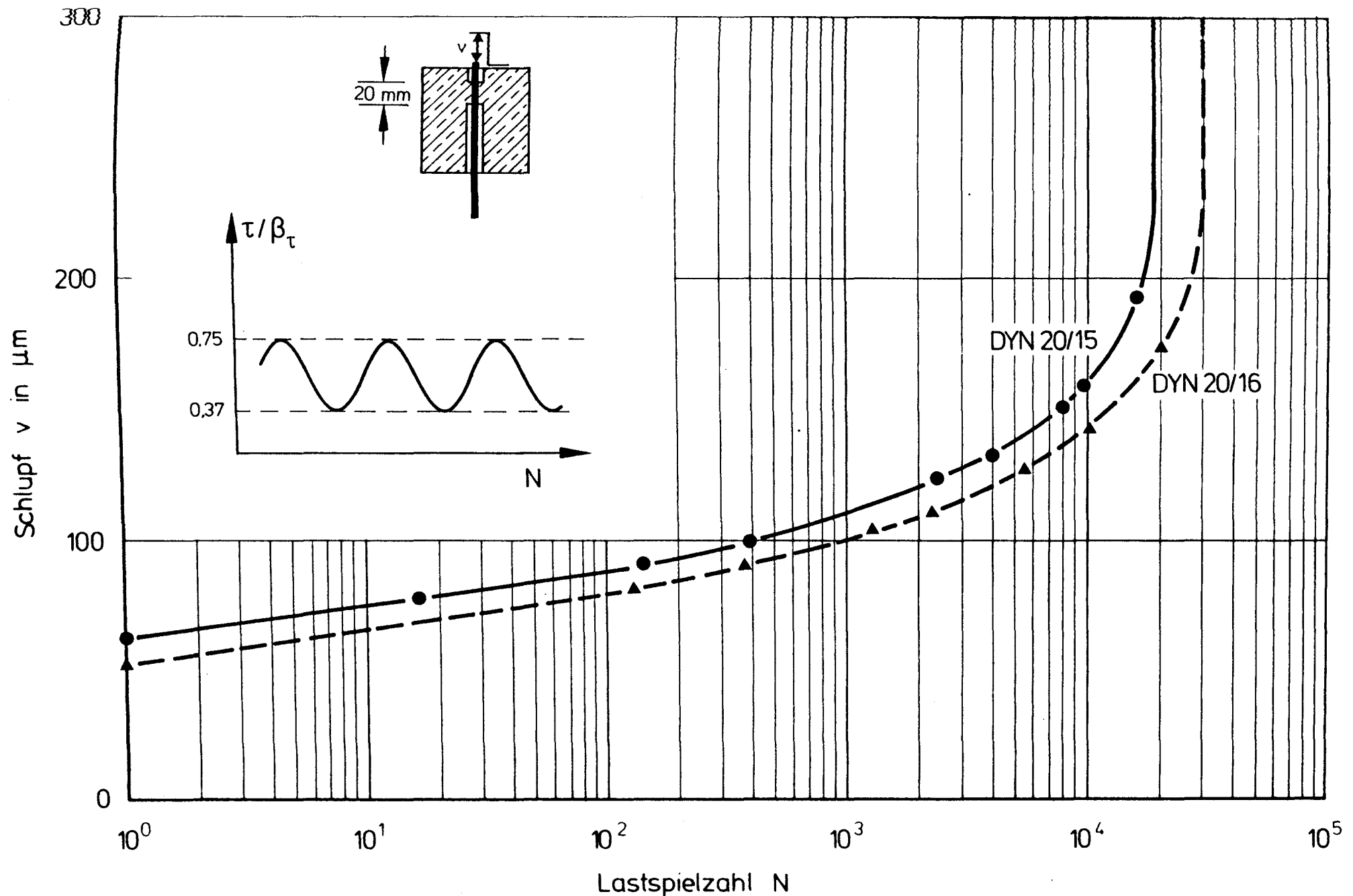


Bild 5.14 : Einfluß einer Zugschwellbeanspruchung auf das Schlupfverhalten von HLV-Stäben in Kunstharzmörtel
 Versuche Dyn 20/15 und 20/16; $\tau_0/\tau_u = 27/13,5 \text{ N/mm}^2$; $f \sim 2 \text{ Hz}$

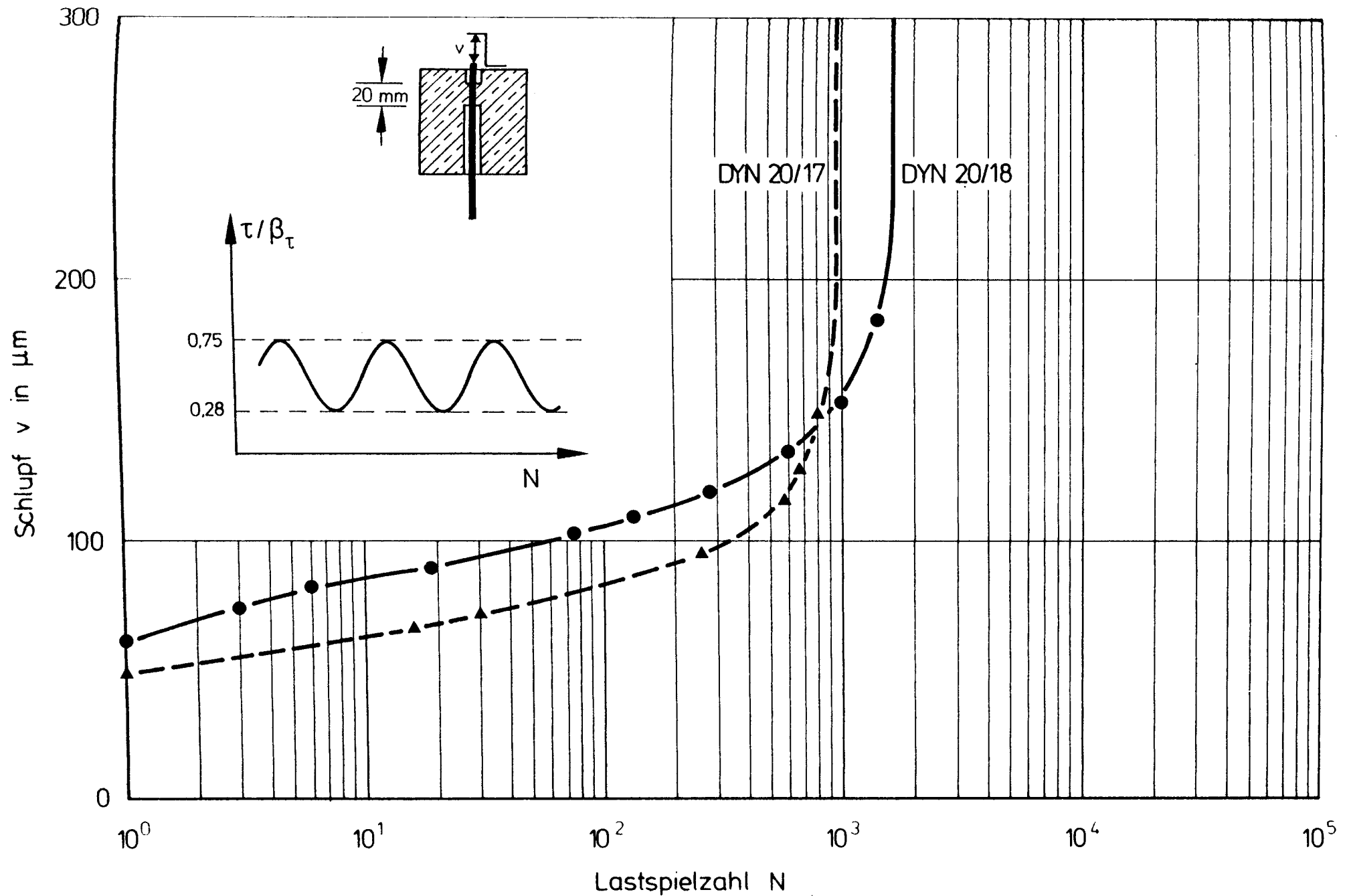


Bild 5.15 : Einfluß einer Zugschwellbeanspruchung auf das Schlupfverhalten von HLV-Stäben in Kunstharzmörtel

Versuche Dyn 20/17 und 20/18; $\tau_o/\tau_u = 27/10,0 \text{ N/mm}^2$; $f \sim 1,5 \text{ Hz}$

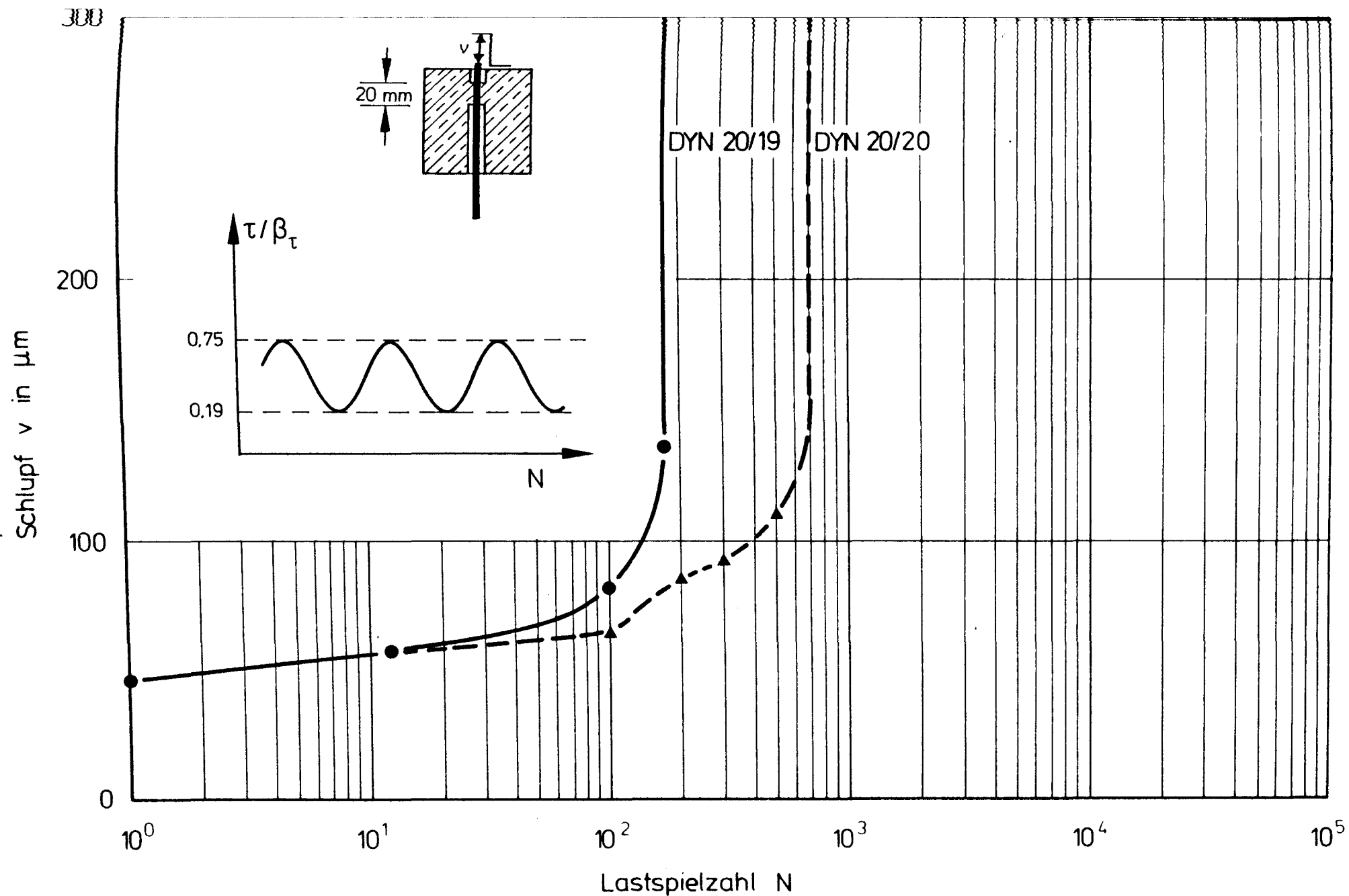


Bild 5.16 : Einfluß einer Zugschwellbeanspruchung auf das Schlupfverhalten von HLV-Stäben in Kunstharzmörtel
Versuche Dyn 20/19 und 20/20; $\tau_o/\tau_u = 27,0/7,0 \text{ N/mm}^2$; $f \sim 1,5 \text{ Hz}$

6. ZUR LEISTUNGSFÄHIGKEIT VON SPANNSTAHLVERANKERUNGEN INSBESONDERE UNTER NICHTRUHENDER BEANSPRUCHUNG

Für Zuelemente und Spannglieder aus Spannstahl wurden in den vergangenen Jahrzehnten verschiedene Verankerungssysteme entwickelt. Besondere Bedeutung haben erlangt:

- Keilklemm- und Ziehhlusenverankerung für Litzen und Drähte,
- Stauchköpfchenanker für Drähte,
- Schraubverankerungen für Stäbe mit aufgerolltem oder aufgewalztem Gewinde,
- Vergußverankerungen für Seile und Drahtbündel (Metall-, Kunstharz- und andere Vergüsse).

Darüber hinaus sind die verschiedenen Verbundverankerungen zu nennen, zu denen der Fächeranker und der Spiralanker zählen.

Diese Systeme, die in / 19, 20 / erläutert werden, weisen bei statischer Beanspruchung einen hohen Wirkungsgrad auf.

Die Leistungsfähigkeit einer Verankerung kennzeichnet das Maß, zu dem die Zugfestigkeit des Materials ausgenutzt werden kann. Als Leistungsmaß wird der mechanische Wirkungsgrad η_A ermittelt, der das Verhältnis der Spanngliedspannung im Bruchzustand $\sigma_{u,Sp}$ zur mittleren Zugfestigkeit der Spannstähle, die im Versuch verwendet werden, angibt:

$$\eta_A = \frac{\sigma_{u,Sp}}{\beta_{Zm}} \leq 1,0 \quad (6.1)$$

mit

$$\sigma_{u,Sp} = \frac{F_{u,Sp}}{A_Z}$$

Die Zugfestigkeit der Spannstähle wird zuvor in Einzelzugversuchen ermittelt. Ein nach Gl. 6.1 ermittelter Wirkungsgrad von $\eta_A = 1,0$ würde bedeuten, daß alle Einzelstäbe eines Spannglieds auf ihrer freien Länge versagen. In der Bundesrepublik Deutschland wird bei der Zulassung von Spannverfahren ein Wirkungsgrad von $\eta_A \geq 0,97$ gefordert. Mit dieser hohen Anforderung wird sichergestellt, daß sich der Bruch des Spannglieds durch einen großen plastischen Dehnweg ankündigt. In den FIP-Empfehlungen für die Zulassung und Anwendung von Spannverfahren wird auch hinsichtlich der Spannglieddehnungen im Bruchzustand ein Mindestwert gefordert. Dieser beträgt nach /33/ $\epsilon_{u,Sp} \geq 2,3 \%$. Während also die statische Ausnutzbarkeit der Spannstähle in den zugelassenen Verankerungen im allgemeinen hoch ist, ist die dynamische Leistungsfähigkeit von Verankerungen vergleichsweise gering.

Unter nichtruhender Beanspruchung sinkt der Wirkungsgrad bei vielen Verankerungssystemen auf weniger als 50 % ab. Der dynamische Wirkungsgrad kann als Quotient der $2 \cdot 10^6$ mal ertragenen Schwingbreite des Spannglieds (Verbindung Spannstahl/Ankerkörper) und des Spannstahls bei gleicher Oberspannung σ_0 definiert werden:

$$\text{dyn } \eta_A = \frac{\Delta\sigma_{sp} (2 \cdot 10^6, \sigma_{spo})}{\Delta\sigma_Z (2 \cdot 10^6, \sigma_{Zo})} \quad \sigma_{spo} = \sigma_{Zo} = \alpha \beta_Z$$

Ein Überblick zum Verhalten der einzelnen Verbindungsarten wird von Patzak /24/ gegeben.

Das Beispiel der Klemmkeilverankerung zeigt, daß mit diesem Ankertyp eine maximale Schwingbreite von $\Delta\sigma_Z \sim 120 \text{ N/mm}^2$ über $N = 2 \cdot 10^6$ Lastwechseln ertragen wird ($\alpha \approx 0,60$). Die Zugschwellfestigkeit des in diesen Versuchen verwendeten Spannstahls ist dagegen wesentlich höher. Sie beträgt bei Litzen je nach Herstellungsart und Oberflächenzustand $2 \cdot \sigma_a = 250 \div 600 \text{ N/mm}^2$.

Die große Diskrepanz zwischen statischer und dynamischer Belastbarkeit der Verankerungen von Seilen und Spanngliedern im Vergleich zu den hierbei verwendeten hochfesten Stählen führte im Rahmen des Sonderforschungsbereichs 64 an der Universität Stuttgart zur umfangreichen Untersuchung des Dauerschwingverhaltens.

Es wurden jene Parameter untersucht, die das Dauerschwingverhalten nachhaltig beeinflussen: Kerbwirkung, Querpressung, Relativverschiebung und Temperaturbeanspruchung. Patzak /24/ stellt fest, daß nicht - wie bisher angenommen - Kerben und hohe Querpressungen bei Spanngliedverankerungen bzw. Temperaturbeanspruchungen bei Metallvergußverankerungen in erster Linie die Dauerschwingfestigkeit der Zugglieder abmindern. Die Schädigung entsteht überwiegend durch die infolge wechselnder Relativverschiebung zwischen Zugglied und Ankerteilen auftretende Reibkorrosion.

Unter Reibkorrosion wird nach /4/ die Schädigung von Werkstoffpaarungen verstanden, die sich unter Wirkung einer Normalkraft berühren und dabei oszillierende, relative Bewegungen kleinsten Ausmaßes, d. h. von ca. 0,1 bis 300 μm , ausführen. Dabei ergibt sich ein dem Verschleiß ähnlicher Schaden mit Aufrauungen und Beschädigungen der Werkstoffoberfläche und eine Abminderung der Ermüdungsfestigkeit. Wenn mindestens einer der Reibpartner ein Metall ist, treten Oxidationserscheinungen der Reibbereiche und Abriebprodukte auf. Infolge der geringen Reibwege können die entstandenen Abriebpartikel, die als Metalloxide das 2,2-fache Volumen des Metalls aufweisen, bei ausgedehnten Kontaktbereichen diese nicht verlassen. Sie wachsen zu dicken Schichten, die die Beweglichkeit, z. B. von Passungen, behindern.

Der Einfluß der Reibkorrosion auf die Dauerschwingfestigkeit von Stählen wurde vorrangig für die Stahlsorten untersucht, die im Maschinen- und Flugzeugbau Verwendung finden. In Bild 6.1 ist das Festigkeitsverhalten von Proben aus Ck 35 V aufgetragen. Diese Proben wurden zusätzlich zur zyklischen Achsialbeanspruchung einer Reibbeanspruchung bei variierter Querpressung ausgesetzt, wobei der Relativverschiebungsweg mit $s = 10 \mu\text{m}$ konstant gehalten wurde. Es zeigt sich, daß mit zunehmender Querpressung - und damit auch zunehmender Reibung - die ertragbare Schwingbreite erheblich abnimmt. Bereits eine geringe Pressung von 5 N/mm^2 führt zu einem

deutlichen Rückgang gegenüber der Dauerfestigkeit des sich frei dehnenden Stahls, die zu $2 \cdot \sigma_a = 450 \text{ N/mm}^2$ ermittelt wurde. Bild 6.1 läßt erkennen, daß gerade geringe Querpressungen ($\sigma_Q \leq 20 \text{ N/mm}^2$) große Veränderungen hinsichtlich der Dauerschwingfestigkeit bewirken, wohingegen bei höheren Querpressungen ($20 \leq \sigma_Q \leq 100 \text{ N/mm}^2$) deren Einfluß zurückgeht.

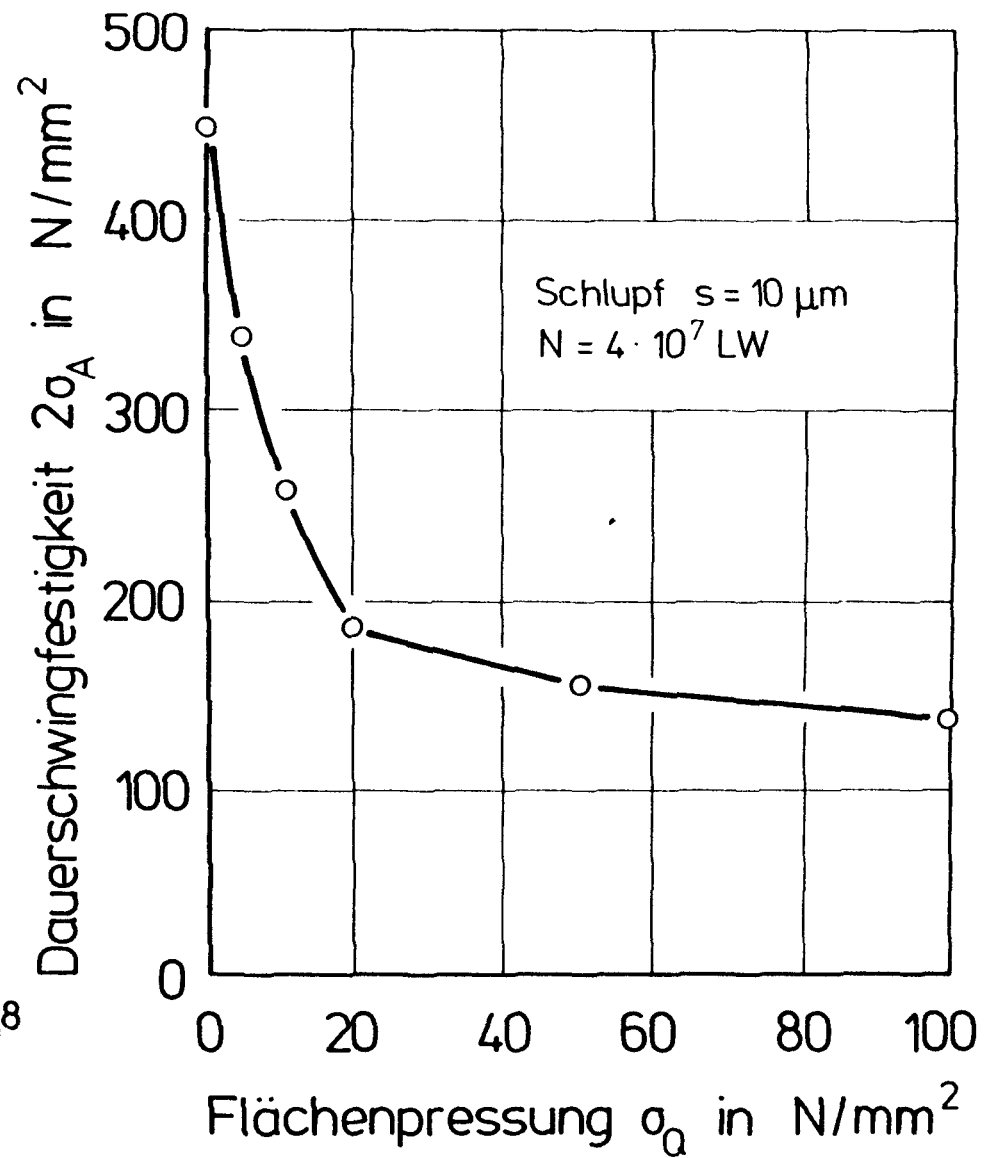
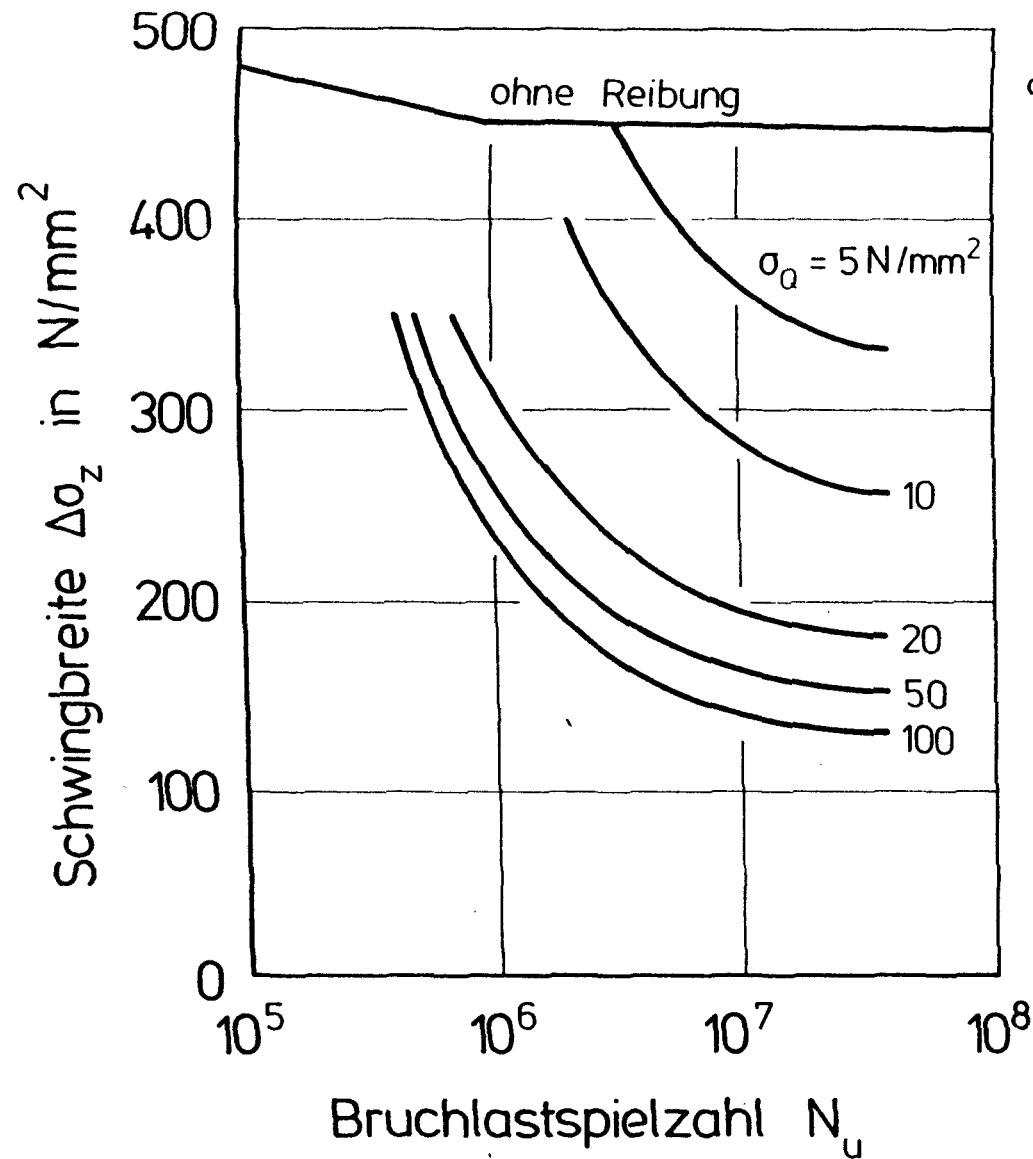


Bild 6.1 : Einfluß der Flächenpressung auf die Schädigung von Proben aus Ck 35 V durch Reibkorrosion
(Unterspannung $\sigma_u \sim 0$, Relativverschiebung $v = 10 \mu\text{m}$, Frequenz $f = 57 \text{ sec}^{-1}$) nach W. Funk
- entnommen aus /24/ -

7. VERSUCHE AN EINSTAB-VERGUSSVERANKERUNGEN

7.1 Konstruktiver Aufbau der Einstabverankerung und Ziel der Versuche

Technische und wirtschaftliche Gründe führen bei Spannstahl-Spanngliedern dazu, daß in der Praxis stets mehrere Drähte oder Litzen innerhalb einer Verankerung zusammengefaßt und verankert werden. Diese Gründe gelten auch für Spannglieder aus GF-UP-Rundstäben, wenn diese in einer stählernen Rohrvergußhülse durch Vergußmörtel verankert werden. Weil aber der Tragmechanismus für derartige Vielstabvergußanker weitgehend ungeklärt ist, wird es im ersten Schritt notwendig, eine Grundsatzstudie an Einstabankern durchzuführen. Damit aber die Ergebnisse der Versuche an Einstabankern über ein begründetes mechanisches Modell auf Mehrstabanker übertragen werden können, müssen bestimmte Modellgesetzmäßigkeiten beachtet werden. Wesentlich ist, daß die Verankerungen hinsichtlich Steifigkeit und Herstellung vergleichbar sind. Die Untersuchung von Einstabankern ermöglicht die Untersuchung des Einflusses jener Parameter, die sich aus der Wahl der Werkstoffe, der Ankergeometrie sowie der Herstellung oder aus anderen Randbedingungen ergeben.

Mit der in Bild 7.1 dargestellten Rohrvergußverankerung für Einzelstäbe wurde das Verhalten verankerter Einzelstäbe unter statischer und dynamischer Beanspruchung untersucht. Als Verguß wurde der in Abschnitt 4 beschriebene Kunstharzmörtel verwendet, der aus UP-Harz-Bindemittel und mineralischen Zuschlägen besteht. Alternativ zu der dort angegebenen Rezeptur wurden Mörtel untersucht, die aufgrund ihrer Zusammensetzung eine erhöhte Zugschwellfestigkeit erwarten ließen. Auf diese Überlegungen wird im Abschn. 7.4.2 eingegangen. Die Verankerung besteht aus einem Stahlrohr mit Innengewinde

Tab. 7.1: Querschnittsfläche und Dehnsteifigkeit der Ein- und Mehrstabverankerung nach Bild 3.8 bzw. 7.1

			Mehrstabverankerung 8 Stäbe	Einstabverankerung 1 Stab
Querschnittsfläche der Hülse	A_S	$[mm^2]$	2.400	236
Querschnittsfläche des Spanngliedes/Zugstabes	A_{GF}	$[mm^2]$	352	44,1
Dehnsteifigkeitsverhältnis Hülse/Zugstab	$\frac{E_S \cdot A_S}{E_{GF} \cdot A_{GF}}$	$[-]$	27,0	21,2
Stahlsorte			St 52	St 35
Streckgrenze	β_S	$[N/mm^2]$	355	270
Spanngliedbruchkraft	F_{usp}	$[kN]$	~ 520	~ 65

F_{usp} - rechnerische Spanngliedbruchkraft = $n \cdot A_{ZN} \cdot \beta_{Zm}$

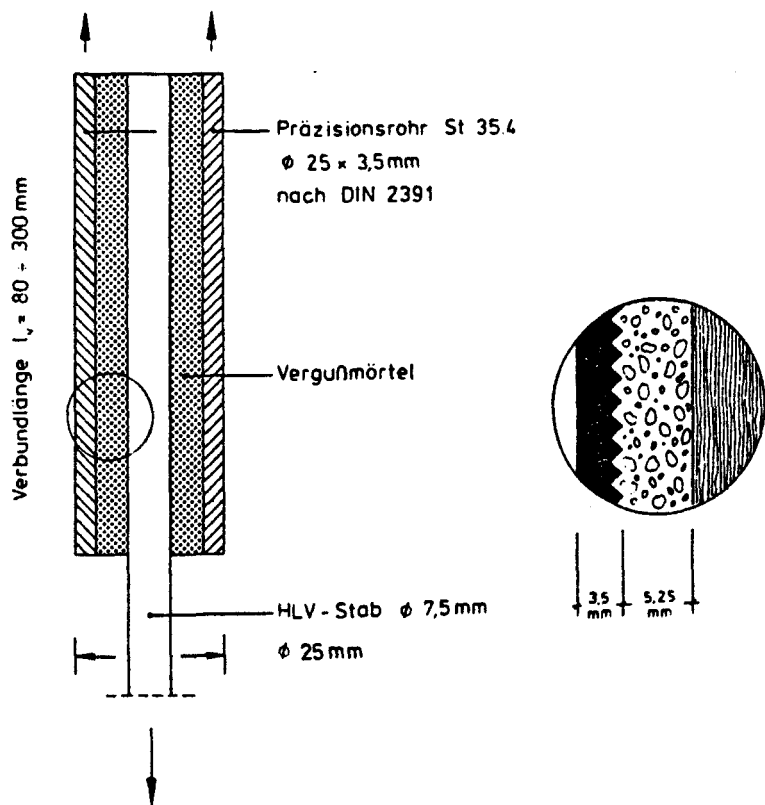


Bild 7.1: Konstruktiver Aufbau des Einstab-Vergußrohrankers

zur verschiebungsfesten Ankoppelung des Vergußmörtels an die Rohrhülse. Der Stab ist zentrisch eingegossen. Die Hülse wird am unbelasteten Ende so gelagert, daß keine zusätzlichen Querspannungen auf den Verbund wirken. Der Abstand zwischen Stab und Rohrwandung entspricht dem in einer Mehrstabverankerung. Wie die Gegenüberstellung der Einstab-Verankerung mit der Verankerung für achtstäbige Spannglieder in Tabelle 7.1 zeigt, ist die Dehnsteifigkeit der Hülse in beiden Fällen sehr groß im Vergleich zu der des Spannglieds. Für die Beurteilung des Verankerungsverhaltens ist es schließlich noch von Bedeutung, daß die Manteldicke der Hülse so gewählt wird, daß sie immer im elastischen Bereich der Beanspruchung bleibt.

Bei der Beurteilung der mit dieser Laborverankerung erzielten Ergebnisse ist zu berücksichtigen, daß sich das Tragverhalten einer Mehrstabverankerung in Einstabversuchen nur mit Einschränkung reproduzieren läßt: In der Einstabverankerung mit zentrischem Stab herrscht ein rotationssymmetrischer Spannungszustand. In einer mehrstäbigen Verankerung führt die Gruppenwirkung der Stäbe zu ungleichförmiger Spannungsverteilung.

7.2 Einfluß der Verbundlänge auf Ankerkraft und Stabschlupf

Zur Ermittlung jener Verbundlänge, die zum Erreichen der maximalen Ankerkraft erforderlich ist, wurden statische Zugversuche mit den in Bild 7.1 dargestellten Ankertyp durchgeführt. Die Verbundlängen wurden zwischen 80 und 300 mm variiert. Die Verankerungen versagten bei Hülslenlängen von $l_v \leq 200$ mm durch Stabauszug aus der Verankerung; bei einer Hülslenlänge von $l_v = 300$ mm traten überwiegend Stabbrüche auf. Aus dem Kurvenverlauf von Bild 7.2 ist zu schließen, daß eine Vergrößerung der Verbundlänge über 300 mm hinaus keine nennenswerte Erhöhung der maximalen Ankerkraft bewirkt. Ihr Mittelwert betrug $F_{um} = 64$ kN.

Der während der Belastung am lastseitigen Hülslenende gemessene Stabschlupf als Relativverschiebung zwischen Stab und Hülse ist in Bild 7.3 dargestellt. Es ist zu erkennen, daß der Schlupf bis zu einer Beanspruchung

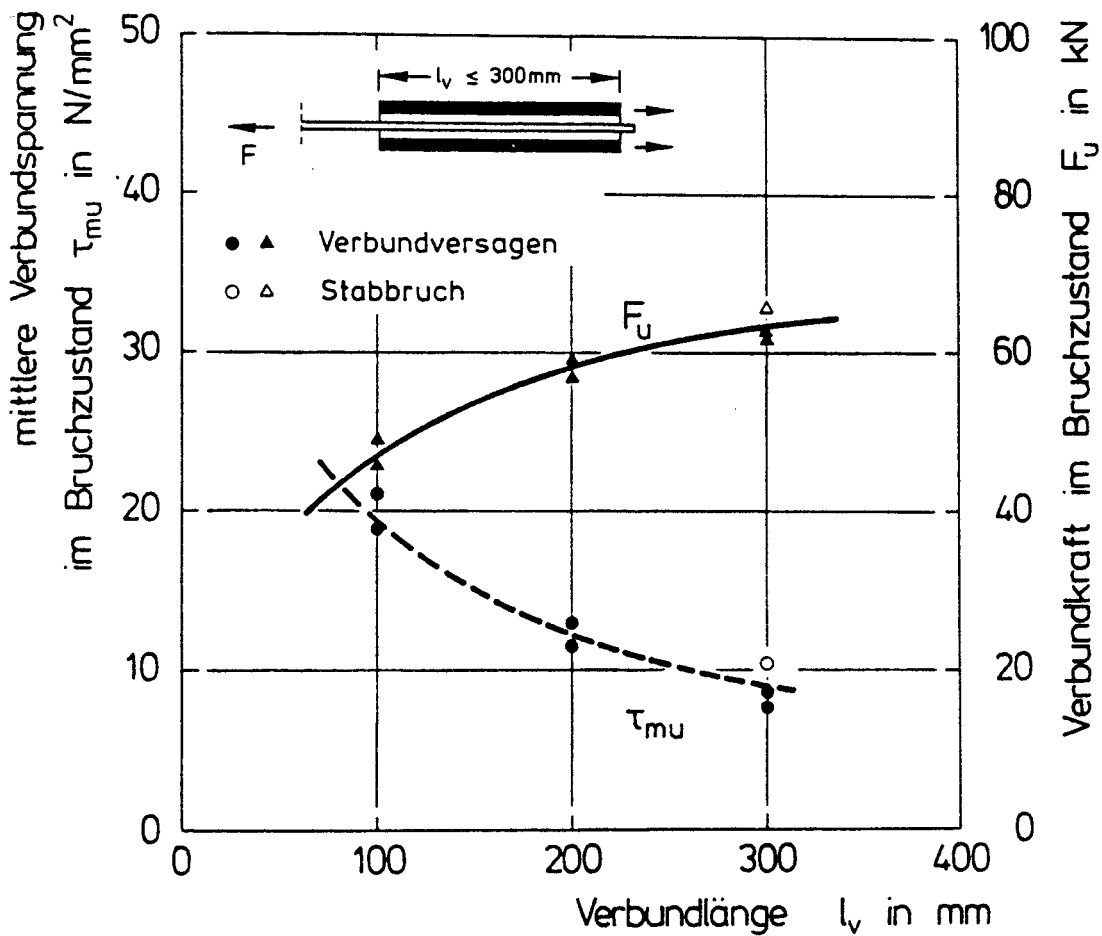


Bild 7.2: Einfluß der Verbundlänge auf die Bruchkraft und die mittlere Verbundspannung im Bruchzustand

von $F \sim 38$ kN unabhängig von der Einbettungslänge ist. Eine weiter steigende Beanspruchung führt bei kleiner Verbundlänge naturgemäß zu höherem Schlupf als bei größeren Verbundlängen.

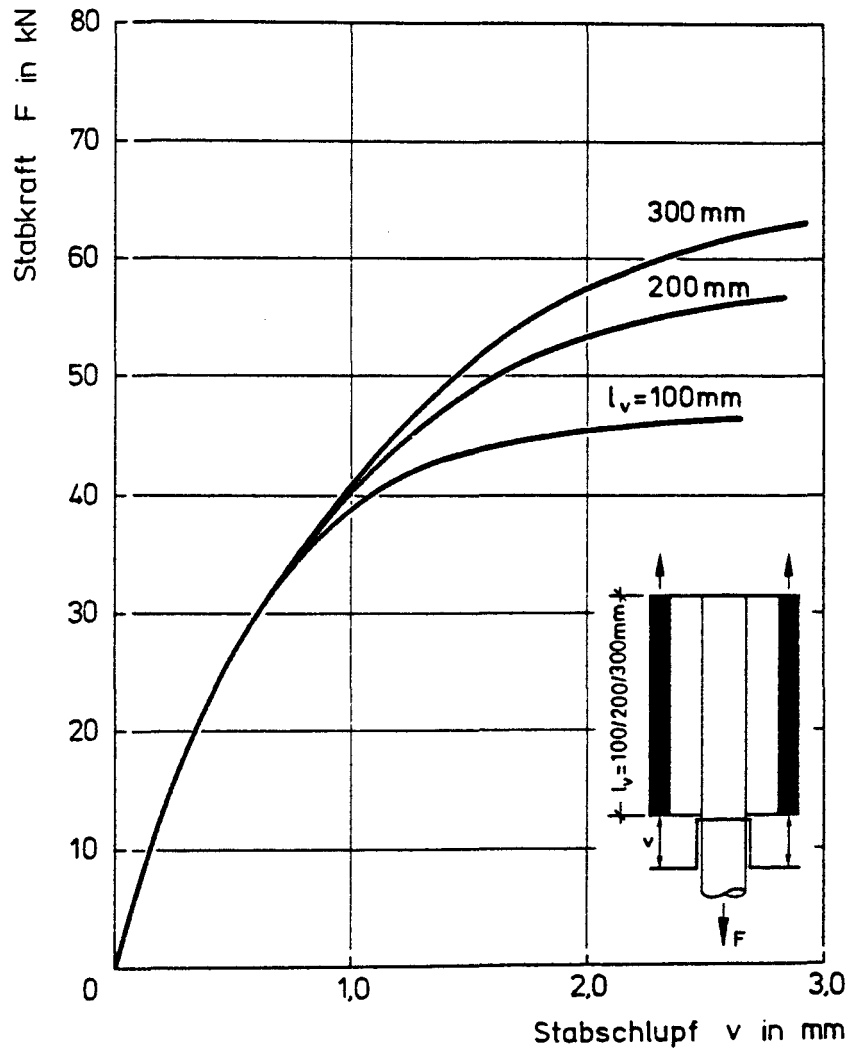


Bild 7.3: Einfluß der Stabkraft auf den lastseitigen Stabschlupf in Abhängigkeit von der Verbundlänge

7.3 Hülsendehnung und Verteilung der Verbundspannungen

7.3.1 Ermittlung der Verbundspannungen

Zur Ermittlung der Kraftüberleitung aus dem HLV-Stab in die Verbundverankerung wurde die Längsdehnung der Stahlhülsen gemessen. Da sich die Ankerkraft an einer beliebigen Stelle x additiv aus dem von der Stahlhülse aufgenommenen Kraftanteil $F_S(x)$ und einem im GF-Stab vorhandenen Anteil $F_{GF}(x)$ zusammen-

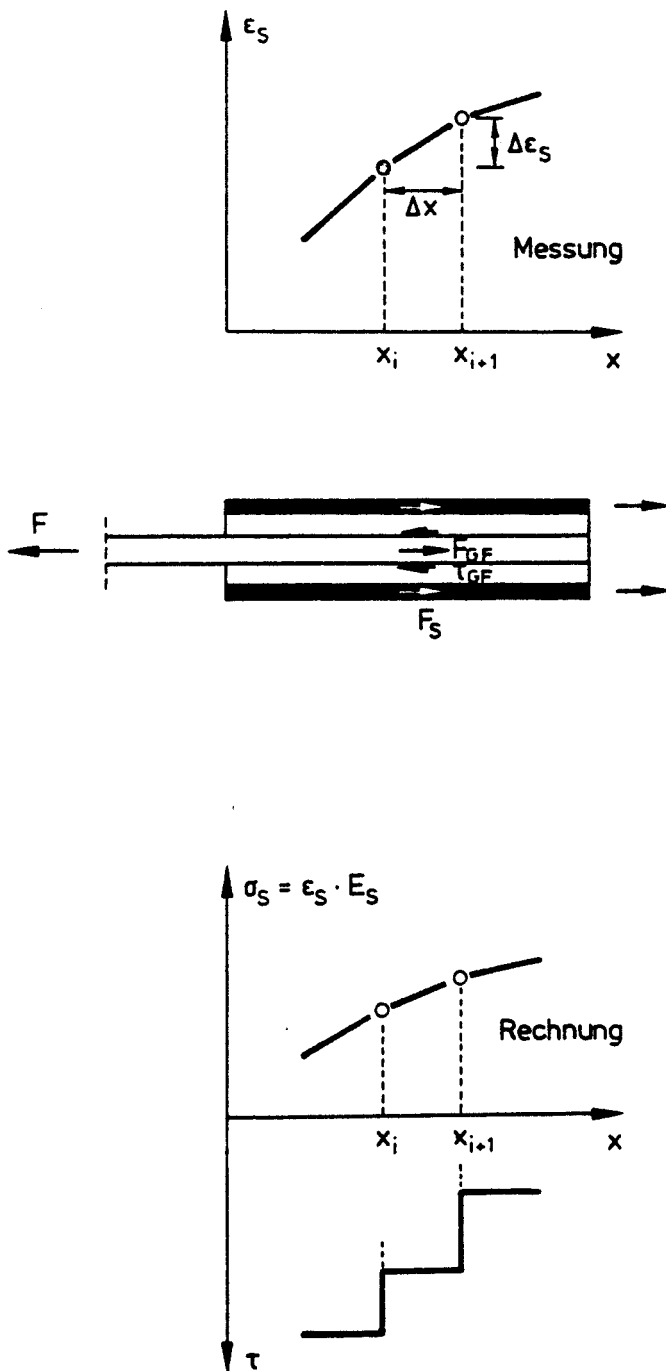


Bild 7.4: Schematischer Verlauf der gemessenen Stahldehnungen und der daraus errechneten Verbundspannungen

setzt,

$$F(x) = F_S(x) + F_{GF}(x),$$

läßt sich aus dem Verlauf der Stahldehnung $\epsilon_S(x)$ die Verbundspannung $\tau_{GF}(x)$ ermitteln. Wie aus Bild 7.4 hervorgeht, hat die Koordinate x ihren Ursprung am lastseitigen Hülseanfang. Unter Annahme eines linear-elastischen Werkstoffverhaltens ergibt sich aus der Hülsenkraft $F_S(x) = \epsilon_S(x) \cdot A_S \cdot E_S$ folgende Gleichgewichtsbeziehung zwischen der differentiellen Verbundkraft und dem Differential der Hülsenkraft

$$\tau_{GF} \cdot u_{GF} = \frac{dF_S}{dx}$$

Mit der im Abstand $\Delta x = x_{i+1} - x_i$ gemessenen Hülsendehnung läßt sich die Verbundspannung abschnittsweise nach der Beziehung

$$\tau_{GF}(x_i; x_{i+1}) \cdot u_{GF} = \frac{\Delta F_S}{\Delta x} = \frac{\Delta \sigma_S \cdot A_S \cdot E_S}{\Delta x}$$

errechnen. Da die so ermittelten Verbundspannungen unmittelbar von Stahldehnungsdifferenzen abhängen, wirken sich selbst geringe Meßungenauigkeiten deutlich aus.

7.3.2 Ergebnisse der Dehnungsmessungen

Lastabhängiger Krafteinleitungsverlauf

Im oberen Teil von Bild 7.5 sind die Hülsendehnungen von drei Laststufen aufgetragen. Die Dehnungsverläufe für $F = 20 \text{ kN}$ und $F = 30 \text{ kN}$ haben qualitativ dieselbe Form, d. h. die Messungen ergeben an allen Punkten eine mit der Last steigende Dehnung. Bei einer Beanspruchung von $F = 40 \text{ kN}$ gehen die Dehnungen dagegen im lastnahen Hülsenbereich zurück, und der Kurvenverlauf verschiebt sich.

Zur Sprachregelung sei hier gesagt, daß der lastnahe Hülsenbereich auch als der vordere Bereich bezeichnet wird und entsprechend "lastfrei" mit "hinten" gleichgesetzt wird.

Im unteren Teil des Bildes sind die aus den Dehnungen errechneten Verbundspannungen τ_{GF} aufgetragen. Der Verlauf für $F = 30 \text{ kN}$ weist bereits am Hülsenbeginn einen Bereich hoher τ_{GF} -Spannungen auf, an den ein Bereich mit der Höchstspannung von $\max \tau_{GF} = 39 \text{ N/mm}^2$ angrenzt. Im weiteren Verlauf verringern sich die Verbundspannungen. Im Vergleich dazu ergeben sich für eine auf $F = 40 \text{ kN}$ gesteigerte Kraft am Hülsenanfang zunächst vergleichsweise geringe Verbundspannungen. Diese Beobachtung ist auf erste Verbundbrüche zurückzuführen. Der Bereich maximaler Verbundspannungen ist gegenüber der 30 kN -Kurve um etwa 25 mm ins Hülseninnere verschoben. Im weiteren Verlauf werden für die betrachteten Laststufen $F = 30$ bzw. 40 kN keine signifikanten Unterschiede erkennbar. Für die Eintragung einer Kraft von $F = 40 \text{ kN}$ ist aus dem ϵ_S -x-Verlauf eine erforderliche Länge von 80 mm ablesbar. Dieser Wert deckt sich mit den Versuchsergebnissen von Bild 7.2.

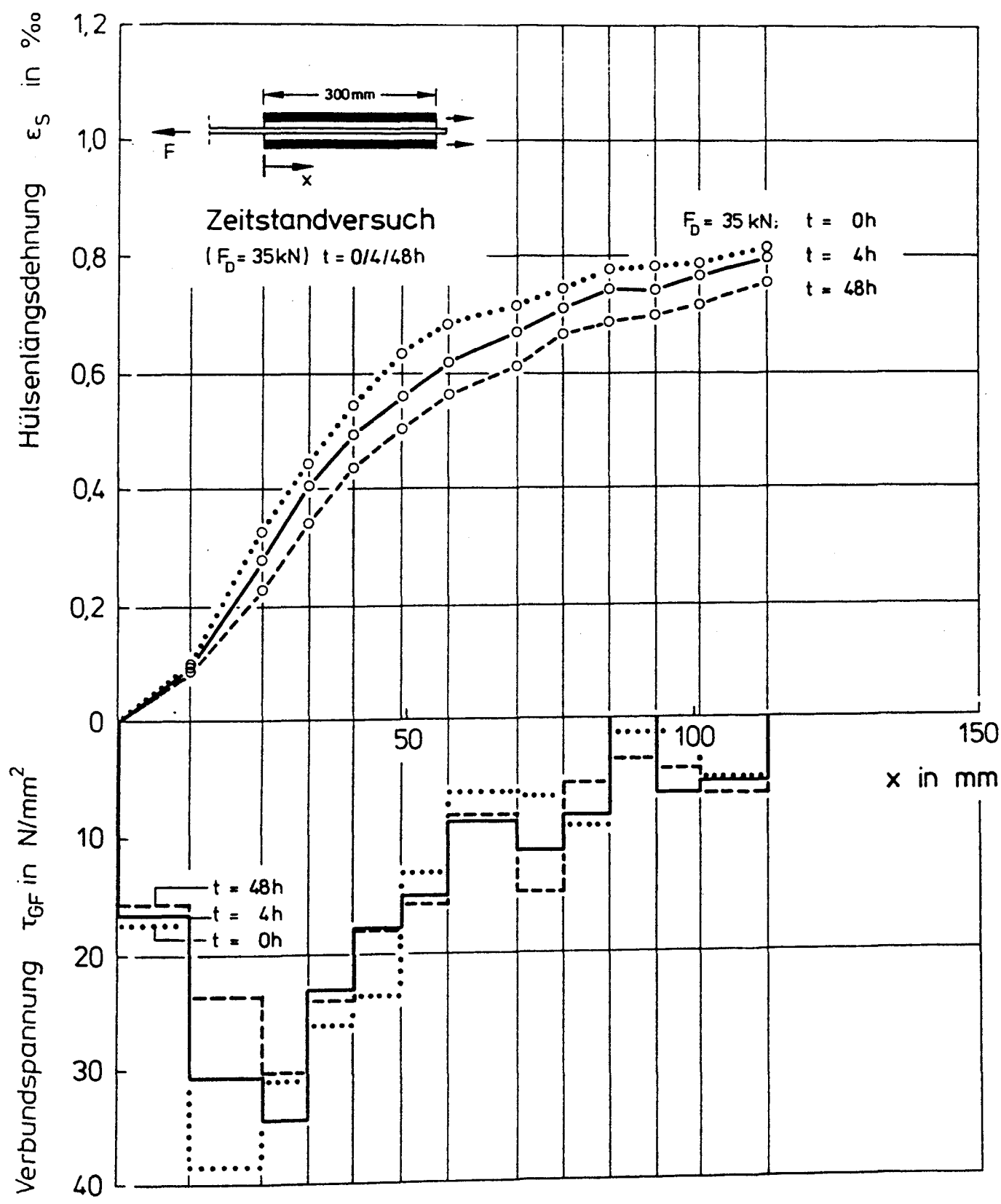


Bild 7.5: Gemessene Stahlhülseendehnung $\epsilon_s(x)$ in Abhängigkeit von der Ankerkraft und errechnete Verteilung der Verbundspannung $\tau_{GF}(x)$

Lastspielabhängiger Krafteinleitungsverlauf

Den Einfluß einer nicht ruhenden Beanspruchung auf den Verlauf der Hülsendehnung zeigt Bild 7.6. Der Verlauf von ε_S -x flacht mit zunehmender Lastspielzahl etwas ab. Die Eintragungslänge vergrößert sich von etwa 100 mm ($N = 1$) auf rd. 130 mm ($N = 10^3$) bzw. rd. 140 mm ($N = 10^6$ LW). Dabei wird der Einfluß deutlich, den insbesondere die ersten Lastwechsel auf das Tragverhalten haben. Der Verlauf von ε_S -x ändert sich im Bereich $N \leq 10^3$ LW in größerem Maße als im Bereich $10^3 < N \leq 10^6$ LW.

Die Verschiebungen des Dehnungsverlaufs drücken sich in entsprechender Weise im Verlauf der Verbundspannungen τ_{GF} -x aus: während bei $N = 1$ eine Spitzenspannung im vorderen Hülzenbereich von $\max \tau_{GF} \sim 36 \text{ N/mm}^2$ erreicht wird, vermindert sich dieser Wert bis auf $\max \tau_{GF} \sim 27 \text{ N/mm}^2$ bei $N = 10^6$ Lastwechseln.

7.4 Das Verhalten von Einstabverankerungen unter dynamischer Beanspruchung

7.4.1 Zum Versuchsumfang und Meßverfahren

Zur Untersuchung des Verhaltens verankerten GF-UP-Stäbe wurden Versuche an rd. 50 Zugelementen durchgeführt. Die Abmessungen der Prüfelemente gehen aus Bild 7.7 hervor, in dem auch einer der drei verwendeten Prüfstände zu sehen ist. Der Prüfstand besteht aus Prüfraumen, Hydraulikkolben sowie Kraftmeßdose. Außerdem ist das eingebaute Prüfelement mit Schlupfmeßvorrichtung sowie dem zugehörigen Regelschrank dargestellt.

Untersucht wurden:

- der Einfluß von Oberlast und Schwingbreite auf das Schlupfverhalten und die Bruchlastspielzahl und
- die Auswirkung von Maßnahmen zur Verbesserung des Schwingverhaltens.

Die Untersuchungen erfolgten bei Raumtemperatur mit einer Frequenz von $4 \div 5 \text{ Hz}$. Daraus folgt eine Versuchsdauer - je nach Lastspielzahl - von

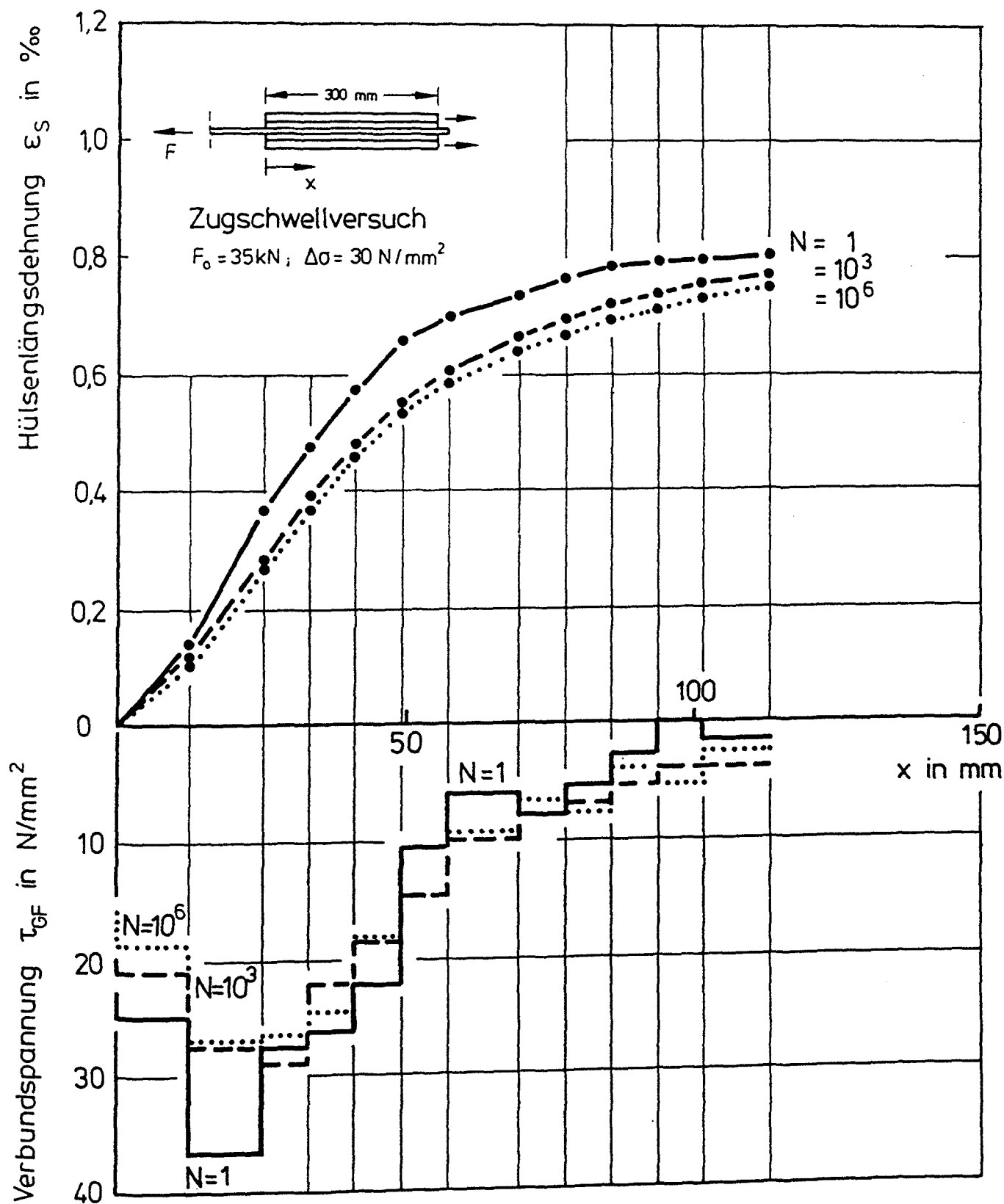


Bild 7.6: Gemessene Stahlhüsendehnung $\epsilon_s(x)$ in Abhängigkeit von der Lastspielzahl und errechnete Verteilung der Verbundspannung $\tau_{GF}(x)$

1 Std. bis zu 12 Tagen (bei $\lambda = 4 \cdot 10^{-6}$).

schl.
tragf.

Untersuchungen vorgesehen waren. Während des Versuchs war die Verankerung des Stabes aus der Verankerung sowie die Beanspruchung des Stabes bzw. dessen Veränderung gemessen. An einzelnen Versuchsanordnungen wurde eine Dehnungsmessung an der Hülse über aufgeklebte LGS-Ketten zur Ermittlung des Verlaufs der Kraftüberleitung. Eine Reihe von Versuchsreihen wurde nach dem Versuch aufgetrennt, um lichtmikroskopische und röntgenmikroskopische Untersuchungen durchführen zu können.

Die Versuchsergebnisse werden nach der Art der Verankerung dargestellt, ob also an der Verankerung oder an der Probe.

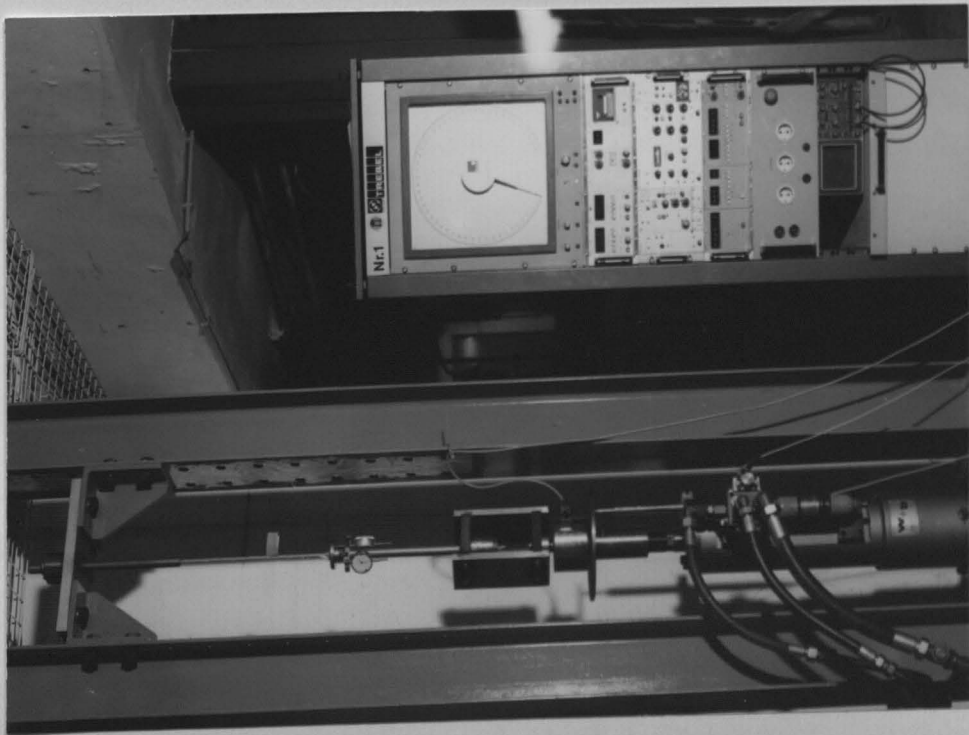
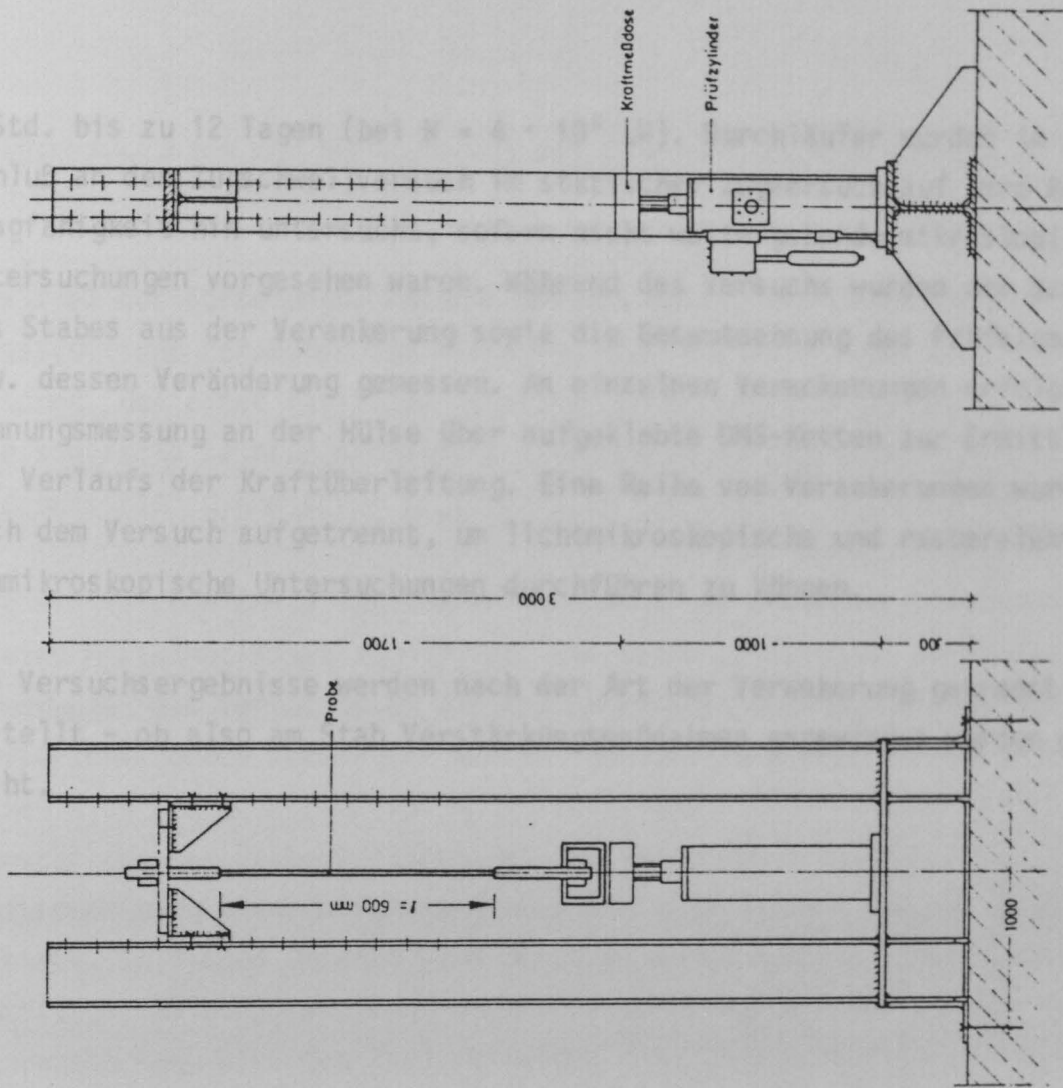


Bild 7.7 : Prüfstand für einstäbige Zugelemente mit Regeleinheit

1 Std. bis zu 12 Tagen (bei $N = 4 \cdot 10^6$ LW). Durchläufer wurden im Anschluß an den Zugschwellversuch im statischen Zugversuch auf ihre Resttragfähigkeit hin untersucht, sofern nicht weitergehende mikroskopische Untersuchungen vorgesehen waren. Während des Versuchs wurden der Schlupf des Stabes aus der Verankerung sowie die Gesamtdehnung des Prüfelements bzw. dessen Veränderung gemessen. An einzelnen Verankerungen erfolgte eine Dehnungsmessung an der Hülse über aufgeklebte DMS-Ketten zur Ermittlung des Verlaufs der Kraftüberleitung. Eine Reihe von Verankerungen wurde nach dem Versuch aufgetrennt, um lichtmikroskopische und rasterelektronenmikroskopische Untersuchungen durchführen zu können.

Die Versuchsergebnisse werden nach der Art der Verankerung getrennt dargestellt - ob also am Stab Verstärkungsmaßnahmen angewendet wurden oder nicht.

7.4.2 Untersuchungen zur Verbesserung des Verankerungsverhaltens bei dynamischer Beanspruchung

Ein Teilziel des Forschungsvorhabens bestand darin, den Einfluß stofflicher und konstruktiver Parameter auf die dynamische Festigkeit der Verankerung zu untersuchen. Bei einer Variation einzelner Ankerparameter war zu beachten, daß die statische Leistungsfähigkeit erhalten blieb und nicht etwa zugunsten verbesserter dynamischer Eigenschaften nachteilig beeinflußt wurde.

Von der stofflichen Seite ist die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit durch eine Mörtelmodifikation möglich. Sie verfolgt das Ziel der Anpassung der Bewegungen des Vergusses an die des zu verankernden Stabes, so daß die Relativverschiebungen verringert werden. Bei der Vergußrohrverankerung beschränken sich die konstruktiven Modifikationsmöglichkeiten auf Maßnahmen zur Verstärkung der Staboberfläche. Wie im Abschnitt 9 gezeigt wird, findet die Stabschädigung vornehmlich im stabnahen, also lastseitigen Ankerbereich statt. In diesem Bereich wird der Stab einer hohen Zugspannung bei gleichzeitiger Reibbeanspruchung ausgesetzt. Mit der Anordnung einer Oberflächenverstärkung wird das Ziel verfolgt, eine Zwischenschicht zwischen dem Stab mit seinen durch Längskraft hochbeanspruchten Fasern und der zusätzlichen Verbund- bzw. Reibbeanspruchung auf dem Stabmantel zu schaffen.

Zur Mörtelmodifikation

Alternativ zu der in Abschnitt 4 angegebenen Mörtelrezeptur wurde versucht, durch eine Erhöhung der Verformbarkeit des Kunstharzmörtels den Verguß anpassungsfähiger zu machen gegenüber den Bewegungen des Stabes innerhalb der Verankerung. Um den Mörtel zu modifizieren, wurden zwei Wege beschritten:

- Erhöhung des Kunstharzanteils bei sonst gleichbleibender Rezeptur nach den Angaben von Abschn. 4.
- Vollkommener oder teilweiser Ersatz des Kunstharztyps Leguval W 25 durch andere Harzsysteme größerer Dehnbarkeit.

Das Ergebnis dieser Bemühungen, die auf eine Abminderung des Elastizitäts- und Schubmoduls des Mörtels abzielen, läßt sich kurz zusammenfassen:

1. Eine Erhöhung des Kunstharzanteils - ohne Entmischungserscheinungen - ist möglich, wenn ein Thixotropiemittel wie Aerosil als Additiv zugegeben wird. Aerosil ist eine hochdisperse Kieselsäure, die eine Entmischung verhindert, ohne die Festigkeitsentwicklung zu beeinflussen. Die Verbunduntersuchungen haben jedoch gezeigt, daß der Gewinn an Verschiebungsvermögen mit einer deutlichen Verminderung der Verbundfestigkeit gekoppelt war. Es ist zu vermuten, daß diese Verminderung auf eine Erhöhung der Eigenspannungen im harzreicheren Vergußmörtel zurückzuführen ist.
2. Bei Verwendung eines sogenannten Weichharzes als Bindemittel konnte wohl die Vergrößerung des Dehnvermögens in Druckversuchen an Prismen aus Kunstharzmörtel nachgewiesen werden. Die Festigkeit ging unter allen relevanten Beanspruchungsarten jedoch so weit zurück, daß Verankerungsversuche außer Betracht kamen.

Weitere Tastversuche zielten dahin, die bisher verwendeten quarzitisches Zuschläge durch Stoffe geringerer Steifigkeit zu ersetzen. Untersucht wurden u. a. Zuschläge kalzitischen Ursprungs, Blähton, Bleikugeln und thermoplastische Granulate. Diese Maßnahmen führten in Verbunduntersuchungen zu derart unbefriedigenden Ergebnissen, daß weitergehende Verankerungsversuche nicht in Frage kamen. Von der in Abschnitt 4 beschriebenen Rezeptur des Vergußmörtels wurde daher nicht abgerückt.

Zur Oberflächenmodifikation der GF-UP-Stäbe

Wie im Abschnitt 2 dargestellt, besteht der GF-UP-Stab aus unidirektional orientierten kunstharzgebundenen Glasfasern. Die Staboberfläche ist glatt. Die beiden den Stab umfassenden, organischen Wickelfasern, die gegensinnig geschlagen sind, haben lediglich für das Herstellverfahren Bedeutung. Sie besitzen weder eine Schutzfunktion noch führen sie zu einer mechanischen Verklammerung mit dem Mörtel. Die hochbeanspruchten Glasfasern liegen demnach praktisch ungeschützt unmittelbar unter einem dünnen Harzfilm.

Um einen Schutz gegenüber den schädigenden Auswirkungen von Relativverschiebungen zu erreichen, lag es nahe, den Stab im Verankerungsbereich zu ummanteln. Als Mantelschicht wurden Glasgewebesläuche unterschiedlicher Schicht-

dicken untersucht, die - mit Kunstharzbindemittel getränkt - auf den Stab aufgeklebt werden. Auf diese Weise entsteht eine integrale Einheit aus Stab und Schutzschicht. Es zeigte sich, daß bereits ein vergleichsweise dünner Schlauch, geflochten aus alkalifreien E-Glasfasern (Metergewicht ca. 10,0 g/m), die Anforderungen erfüllt. Dieser Schlauch führt im aufgeklebten Zustand zu einer Vergrößerung des Stabdurchmessers auf ca. 8,5 mm.

Der Nachweis der Eignung dieser Verstärkungsmaßnahme wurde bereits bei den Verbunduntersuchungen an Ausziehkörpern geführt, über die im Abschn. 5 berichtet wurde. Die Auswirkungen auf das Verankerungsverhalten wurden durch entsprechende Versuche an verstärkten und unverstärkten Stäben ermittelt. Hierüber wird in den folgenden Abschnitten berichtet.

7.4.3 Zugschwellversuche mit Stäben ohne Oberflächenverstärkung im Ankerbereich

Die eingestellten Oberlasten betrugen mit $F_0 = 32,0/35,8/39,0$ kN rd. 0,5 bis 0,6 F_{um} ; die Schwingbreite wurde im Bereich von $30 \leq \Delta\sigma \leq 100$ N/mm² variiert ($1,1 \leq \Delta F \leq 4,4$ kN). Tab. 7.2 enthält die wesentlichen Ergebnisse dieser Versuche (Bruchlastspielzahl, Resttragkraft) sowie Angaben zur Entwicklung des Schlupfes bei definierten Lastspielzahlen.

Das Versagen der Zuelemente ging überwiegend von einer Stelle aus, die innerhalb der Verankerung etwa 20 bis 30 mm vom lastseitigen Ankerende entfernt liegt. Der Mittelbereich der Stäbe wies nach Erreichen der Bruchlastspielzahl keine oder nur unbedeutende Schäden auf. Lediglich zwei der untersuchten Zuelemente versagten durch Stabauszug: Dyn 8 und Dyn 15. In den Bildern 7.9 bis 7.18 sind geschädigte Ankerbereiche zu erkennen. Da die typische Schadensart bei Einstabankern - Faserbrüche in Ankernähe - mit jener identisch ist, die bei mehrstäbigen Spanngliedern festgestellt wurde, kann von einer prinzipiellen Übertragbarkeit der Ergebnisse von Ein- auf Mehrstabverankerungen ausgegangen werden. Unterschiede entstehen durch die Verteilung der Verbundspannungen über den Stabumfang. Bei der Einstabverankerung liegt eine rotationssymmetrische Verteilung der Verbundspannungen vor, die zu einem entsprechend gleichmäßigen Schadensbild am

Tab. 7.2: Ergebnisse von Zugschwellversuchen mit der Rohrvergußverankerung;
GF-UP Stab ohne Oberflächenschutz (GSS)

	F ₀ kN	$\Delta\sigma$ N/mm ²	F ₀ /max F	v(N) in mm bei N =			N _u	F _{uR} in kN
				10 ¹	10 ³	10 ⁵		
Dyn 1	32,0	30	0,5	0,14	0,43	0,94	> 1,5·10 ⁶	65,7
2				0,17	0,48	1,71	> 2,0·10 ⁶	-
3				0,09	0,26	0,91	2.232.000	-
4	32,0	35	0,5	0,08	0,23	0,69	> 2,0·10 ⁶	-
5				0,06	0,15	0,49	> 2,5·10 ⁶	65,3
6				0,04	0,11	0,38	> 4,0·10 ⁶	65,1
7	32,0	40	0,5	0,10	0,41	1,34	> 2,5·10 ⁶	63,2
8*				0,05	0,18	0,54	2,25·10 ⁶	-
9				0,07	0,40	1,02	1.533.000	-
10	32,0	45	0,5	0,08	0,28	0,74	2.514.000	-
11				0,11	0,24	0,40	1.050.000	-
12				0,14	0,36	0,68	2.596.000	-
13				0,02	0,14	0,44	754.600	-
14	32,0	50	0,5	0,06	0,21	0,94	471.700	-
15*				0,06	0,11	0,72	324.770	-
16	32,0	60	0,5	0,09	0,22	0,85	234.350	-
17				0,14	0,35	1,09	203.000	-
18				0,16	0,55	1,37	178.400	-
19	32,0	80	0,5	0,21	0,44	-	69.400	-
20				0,12	0,38	-	75.500	-
21	32,0	100	0,5	0,10	0,87	-	3.170	-
22				0,16	0,66	-	29.700	-
23				0,26	0,35	-	27.300	-
24	39,0	30	0,6	0,11	0,32	0,81	1.292.000	-
25				0,07	0,26	1,12	620.000	-
26				0,08	0,12	0,79	443.000	-
27	39,0	60	0,6	0,16	0,55	-	34.900	-
28				0,13	0,68	-	31.500	-
29				0,12	0,37	-	55.100	-
30	35,75	30	0,56	0,12	0,39	0,96	> 2·10 ⁶	-
31				0,16	0,36	1,32	1.848.000	-
32				0,03	0,19	0,91	920.700	-
33	35,75	60	0,56	0,22	0,64	-	95.200	-
34				0,18	0,43	-	63.800	-
35				0,11	0,51	-	86.200	-

* = Versagensart Stabauszug

Stabumfang führt. Bei der Mehrstabverankerung dagegen ist der Spannungs- und Zerstörungszustand über den Stabumfang ungleichförmig verteilt. In Bild 7.9 ist das weitgehend umfangsgleiche Schadensbild bei einer Einstabverankerung zu erkennen. Plattige Faserbündel haben sich zwiebel förmig vom Stabkern abgelöst. Bei den übrigen Beispielen sind die Schadensbilder weniger ausgeprägt. In allen Fällen wird jedoch deutlich, daß die Zerstörung am Beginn der Verbundeinleitung in den Ankern beginnt. Auf die Ergebnisse der mikroskopischen Schadensuntersuchung wird im Abschn. 9 eingegangen.

In Bild 7.8 sind die Ergebnisse der Zugschwellfestigkeiten in einem Wöhler-Schaubild dargestellt. Daraus geht der große Einfluß der Oberlast auf die Bruchlastspielzahl hervor: eine Erhöhung der Oberlast von $F_0 = 0,5 F_{um}$ auf $0,6 F_{um}$ hat eine Reduzierung der Bruchlastspielzahl um nahezu eine Größenordnung zur Folge. Die Grenzlasterlastspielzahl von $N_g = 2 \cdot 10^6$ LW wurde in Versuchen erreicht, in denen die Schwingbreite $\Delta\sigma = 35 \text{ N/mm}^2$ bei einer Oberlast von $F_0 = 32,0 \text{ kN}$ betrug.

In den Bildern 7.19 bis 7.28 ist die lastspielabhängige Schlupfzunahme aufgetragen, die jeweils am lastseitigen Ende der Verankerung gemessen wurde. Die Bilder machen deutlich, daß die Schlupfentwicklung zwischen den einzelnen Versuchen sehr ungleichmäßig ausfällt. Es ist festzustellen, daß ein anfänglich vergleichsweise hoher Schlupf kein zuverlässiges Indiz für eine niedrige Bruchlastspielzahl darstellt. Als Ursache sind Festigkeitsunterschiede im Mörtel aufgrund ungleichmäßiger Homogenität anzunehmen. Bei den Grundlagenuntersuchungen an Ausziehkörpern nach Bild 5.1 scheint dagegen der Mörtel der Verbundzone gleichmäßiger durchmischt zu sein und daher eine bessere Übereinstimmung der lastspielzahlabhängigen Schlupfentwicklungen der einzelnen Versuche zu bewirken.

Die Ergebnisse der Messungen in der Nähe des Versagens konnten bei einigen Versuchen nicht verwertet werden, sofern Stabzerstörungen zu einer Verschiebung der Meßbuhrenhalterung geführt hatten.

Nach der Darstellung des makroskopischen Schadensbildes von Einstabverankerungen wird zum Vergleich auch jenes der Mehrstabverankerungen erläutert. Der Aufbau der Mehrstabverankerung wurde im Abschn. 3 angesprochen. Wird ein Spannglied im Zugschwellversuch bis zum Versagen geprüft, so bildet sich

(Fortsetzung Seite 7.-34-)

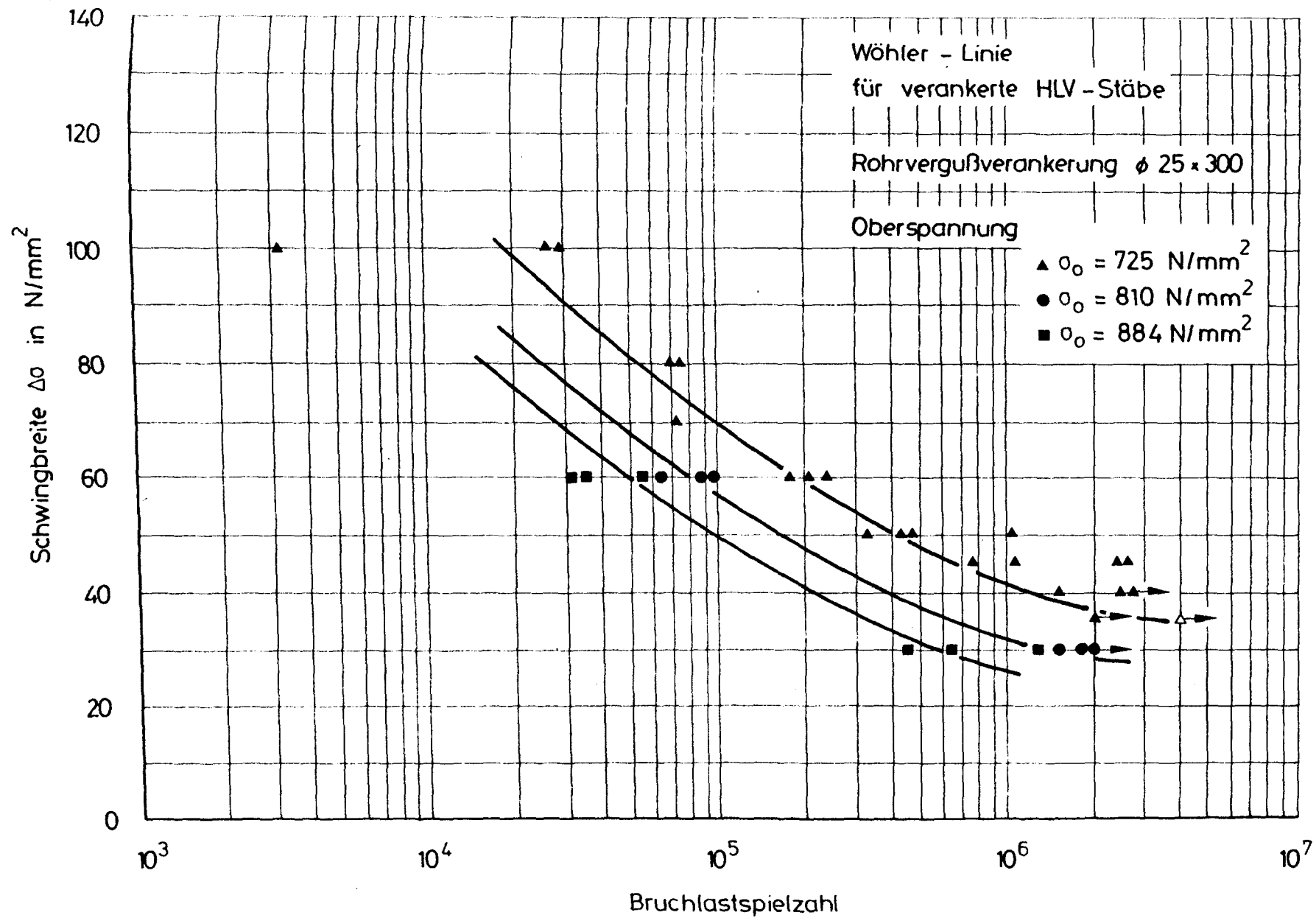


Bild 7.8 : Einfluß von Oberlast und Schwingbreite auf die Bruchlastspielzahl
verankerter HLV-Stäbe $\phi 7,5 \text{ mm}$; Verankerung nach Bild 7.1

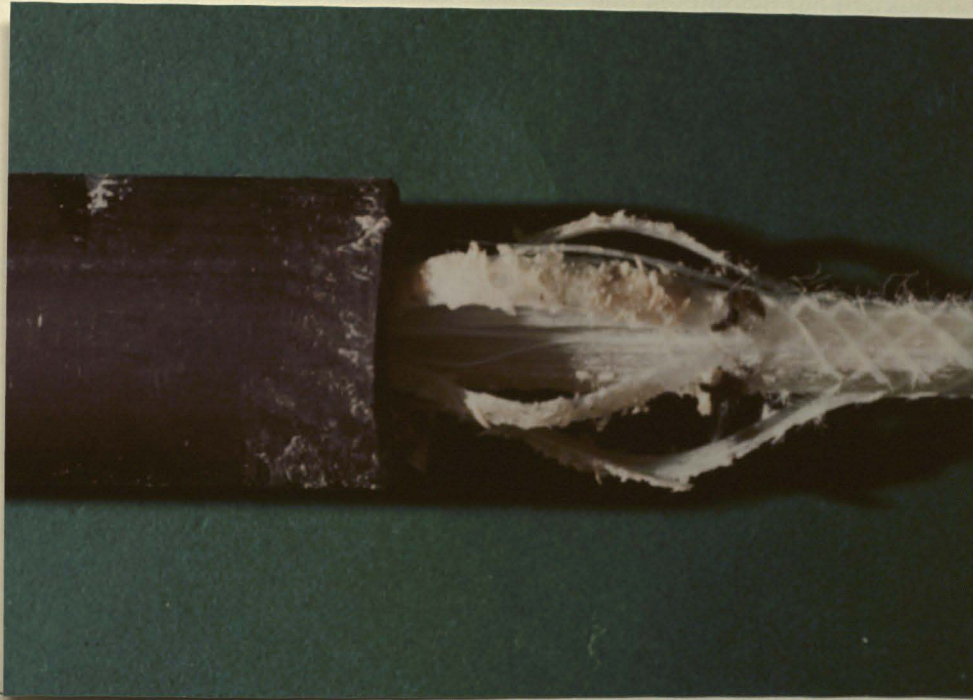


Bild 7.9 : Zugschwellversuch Dyn 18
 $F_0 = 32,0 \text{ kN}$, $\Delta\sigma = 60 \text{ N/mm}^2$, $N_u = 178.400 \text{ LW}$

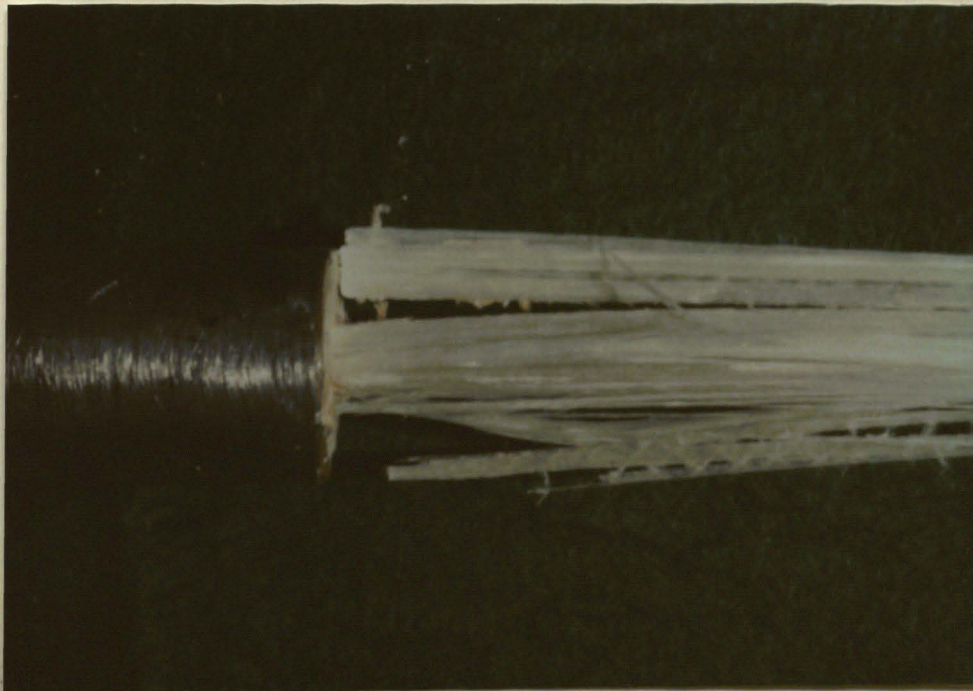


Bild 7.10 : Zugschwellversuch Dyn 14
 $F_0 = 32,0 \text{ kN}$; $\Delta\sigma = 50 \text{ N/mm}^2$, $N_u = 471.700 \text{ LW}$



Bild 7.11 : Zugschwellversuche Dyn 9
 $F_0 = 32,0 \text{ kN}$, $\Delta\sigma = 40 \text{ N/mm}^2$, $N_u = 1,5 \cdot 10^6 \text{ LW}$



Bild 7.12 : Zugschwellversuch Dyn 11
 $F_0 = 32,0 \text{ kN}$, $\Delta\sigma = 45 \text{ N/mm}^2$, $N_u = 1,05 \cdot 10^6 \text{ LW}$

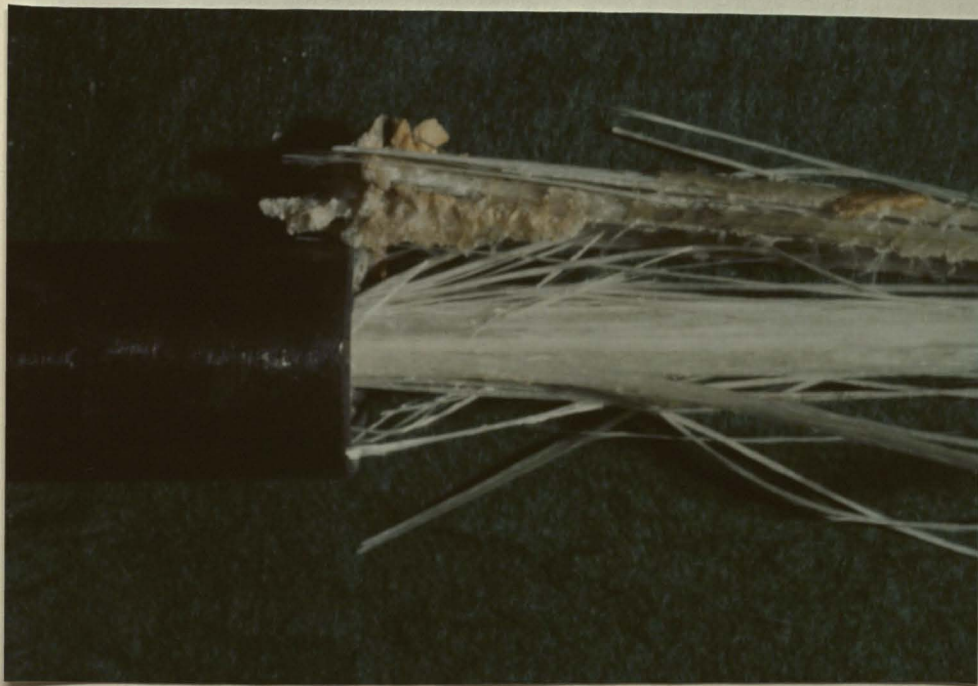


Bild 7.13 : Zugschwellversuch Dyn 3
 $F_0 = 32,0 \text{ kN}$, $\Delta\sigma = 30 \text{ N/mm}^2$, $N_u = 2,2 \cdot 10^6 \text{ LW}$

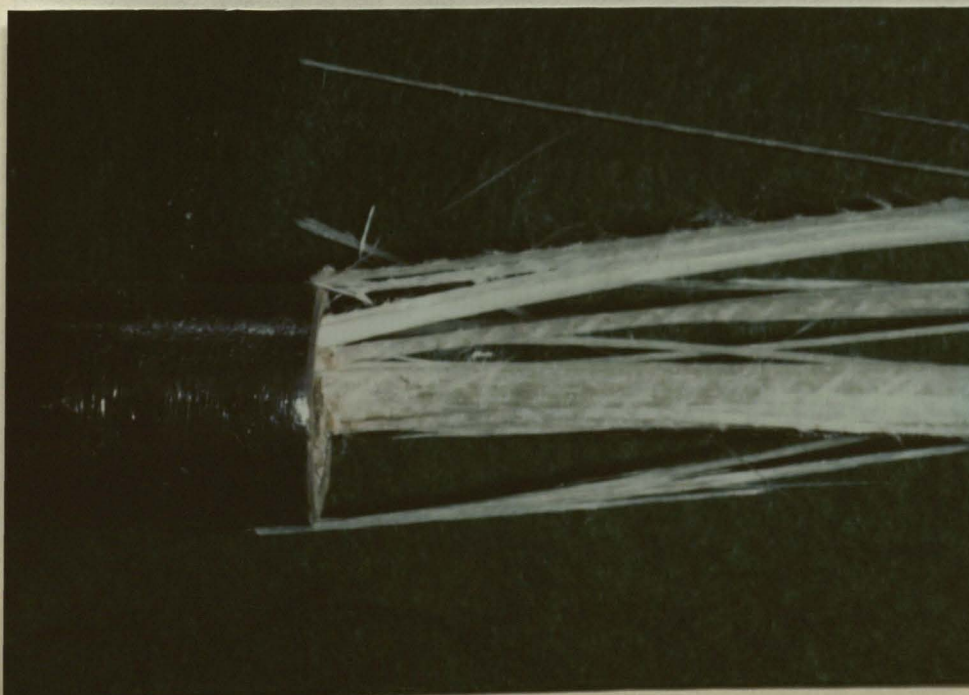


Bild 7.14 : Zugschwellversuch Dyn 8
 $F_0 = 32,0 \text{ kN}$, $\Delta\sigma = 40 \text{ N/mm}^2$, $N_u = 2,2 \cdot 10^6 \text{ LW}$



Bild 15 : Zugschwellversuch Dyn 22
 $F_0 = 32,0 \text{ kN}$, $\Delta\sigma = 100 \text{ N/mm}^2$, $N_U = 29.700 \text{ LW}$



Bild 16 : Zugschwellversuch Dyn 26
 $F_0 = 39,0 \text{ kN}$, $\Delta\sigma = 30 \text{ N/mm}^2$, $N_U = 443.000 \text{ LW}$

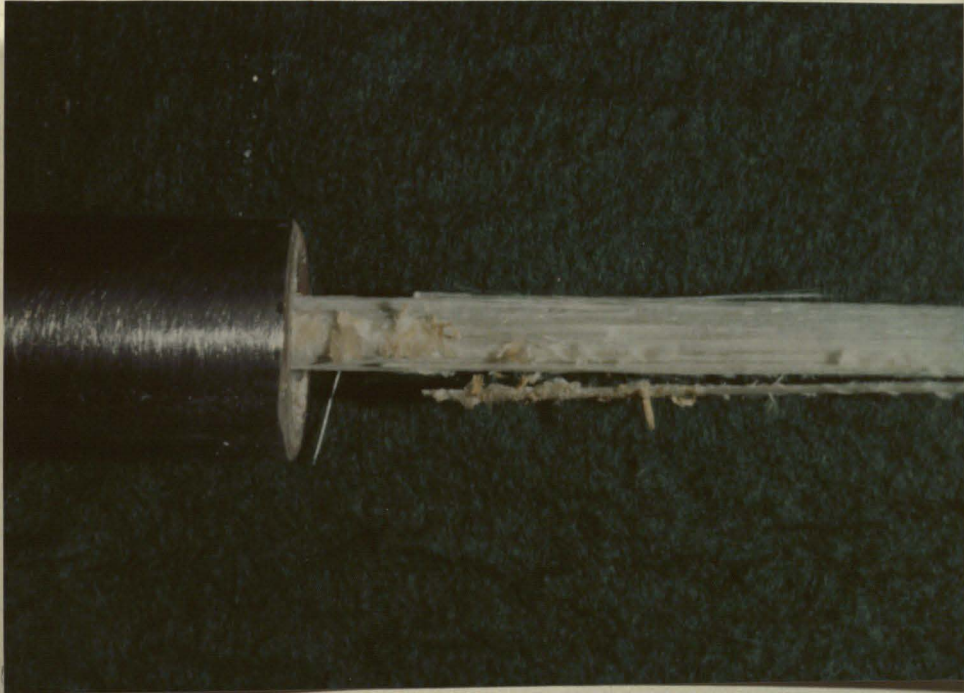


Bild 7.17 : Zugschwellversuch Dyn 31
 $F_0 = 35,75 \text{ kN}$, $\Delta\sigma = 30 \text{ N/mm}^2$, $N_u = 1,8 \cdot 10^6 \text{ LW}$



Bild 7.18 : Zugschwellversuch Dyn 33
 $F_0 = 35,75 \text{ kN}$, $\Delta\sigma = 60 \text{ N/mm}^2$, $N_u = 95.200 \text{ LW}$

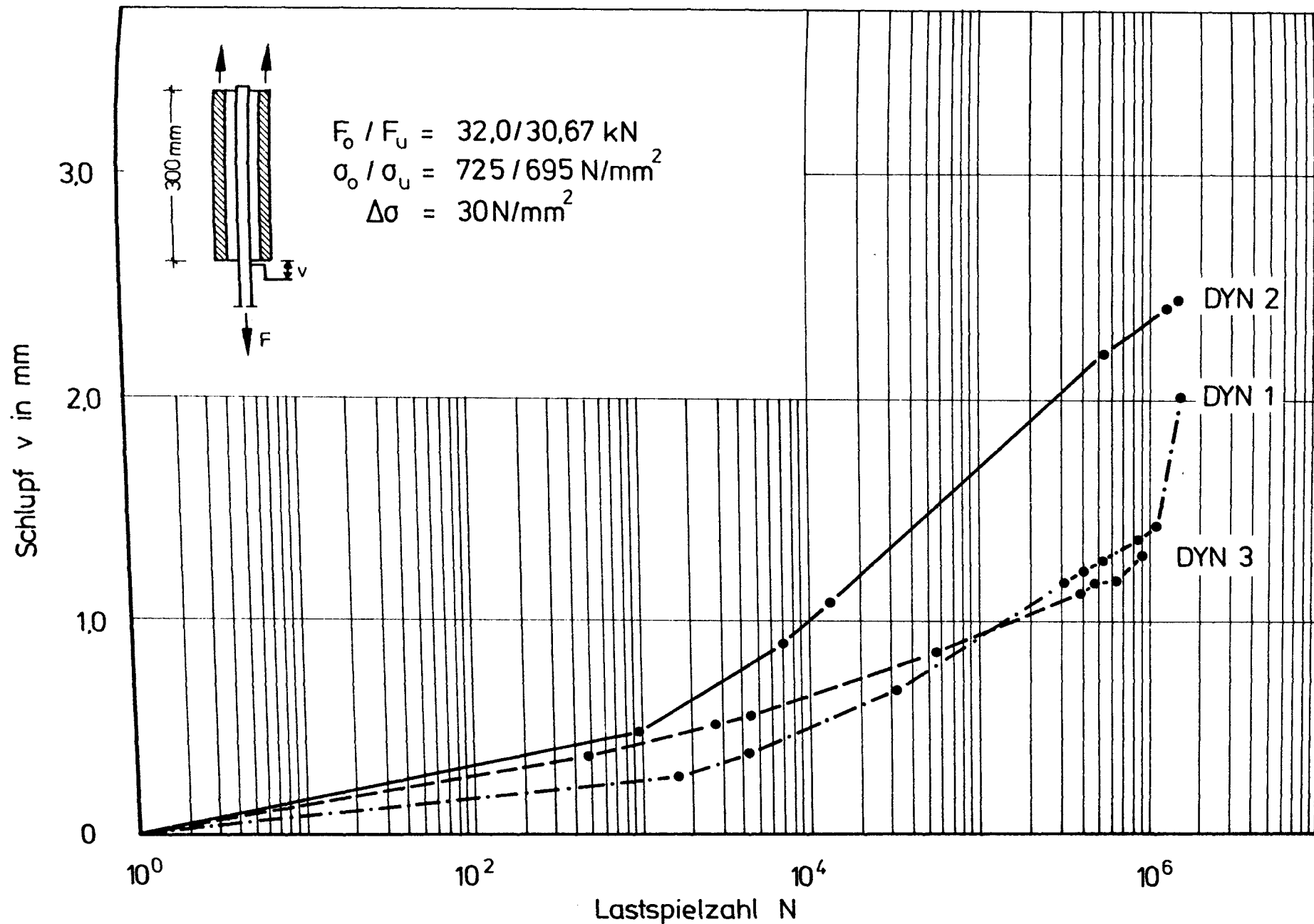


Bild 7.19 : Einfluß einer Zugschwellbeanspruchung auf die lastseitige, lastspielabhängige Schlupfentwicklung der Prüfelemente Dyn 1 bis 3 (ohne Oberflächenschutz).

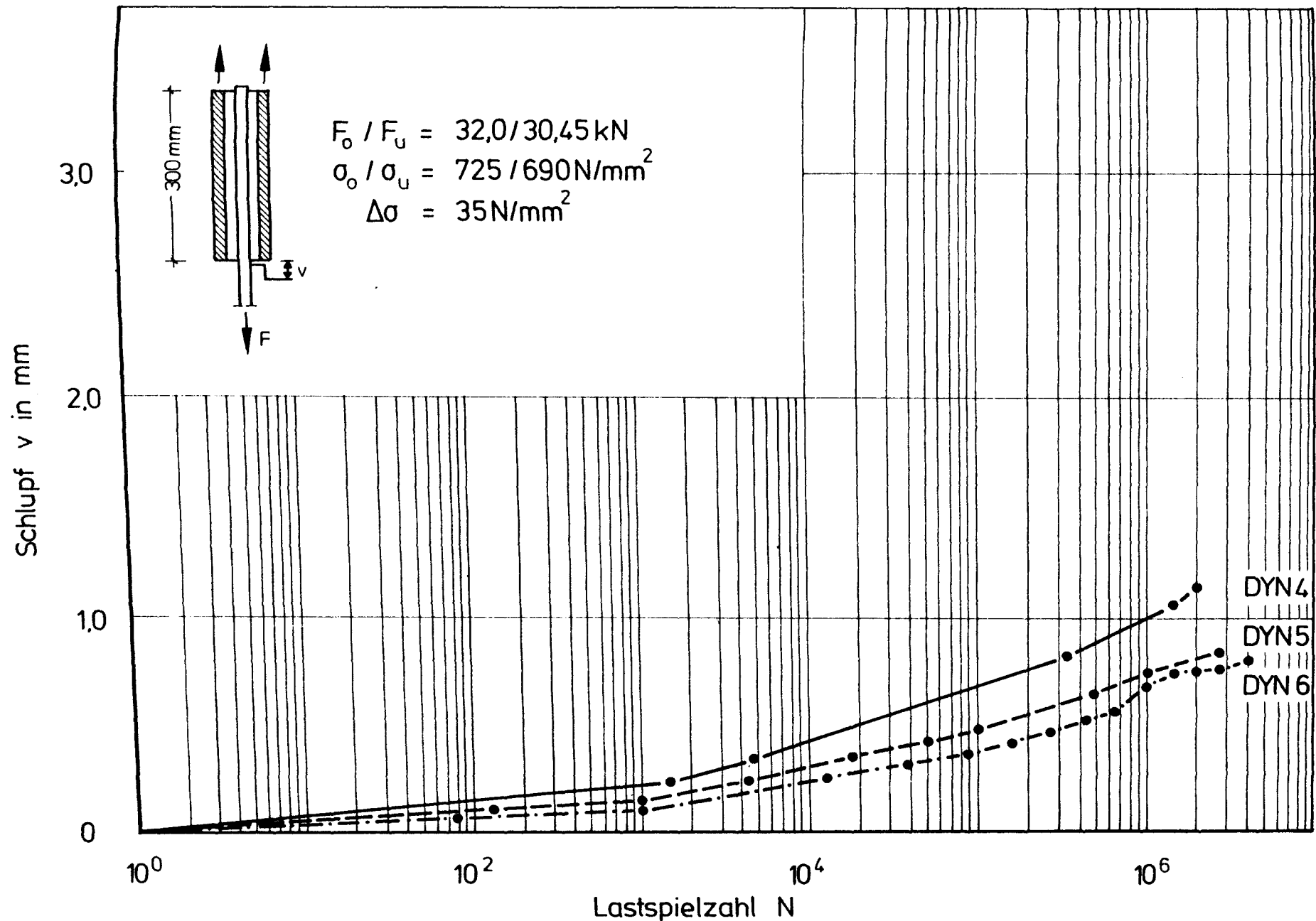


Bild 7.20 : Einfluß einer Zugschwellbeanspruchung auf die lastseitige, lastspielabhängige Schlupfentwicklung der Prüfelemente Dyn 4 bis 6 (ohne Oberflächenschutz).

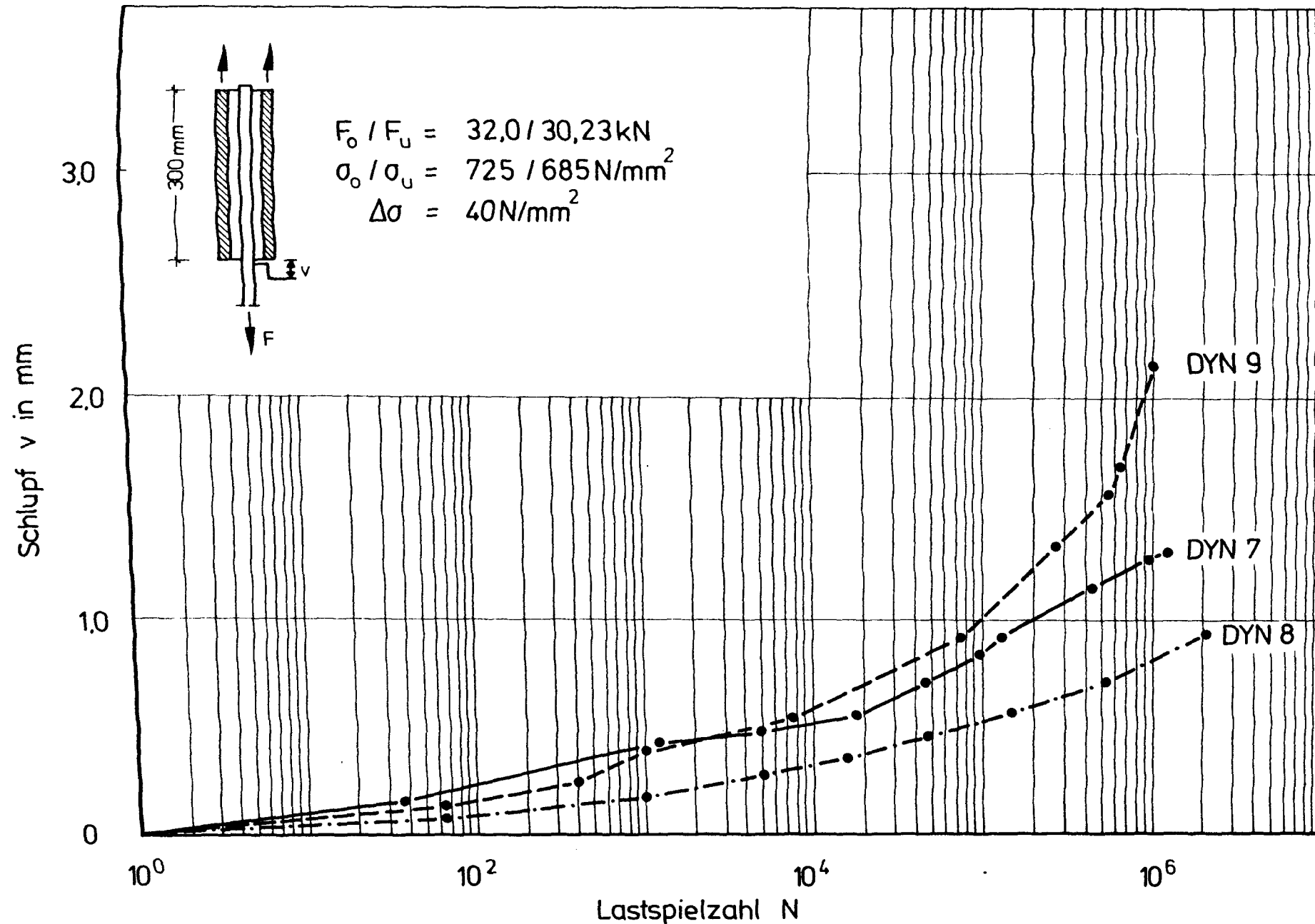


Bild 7.21.: Einfluß einer Zugschwellbeanspruchung auf die lastseitige, lastspielabhängige Schlupfentwicklung der Prüfelemente Dyn 7 bis 9 (ohne Oberflächenschutz).

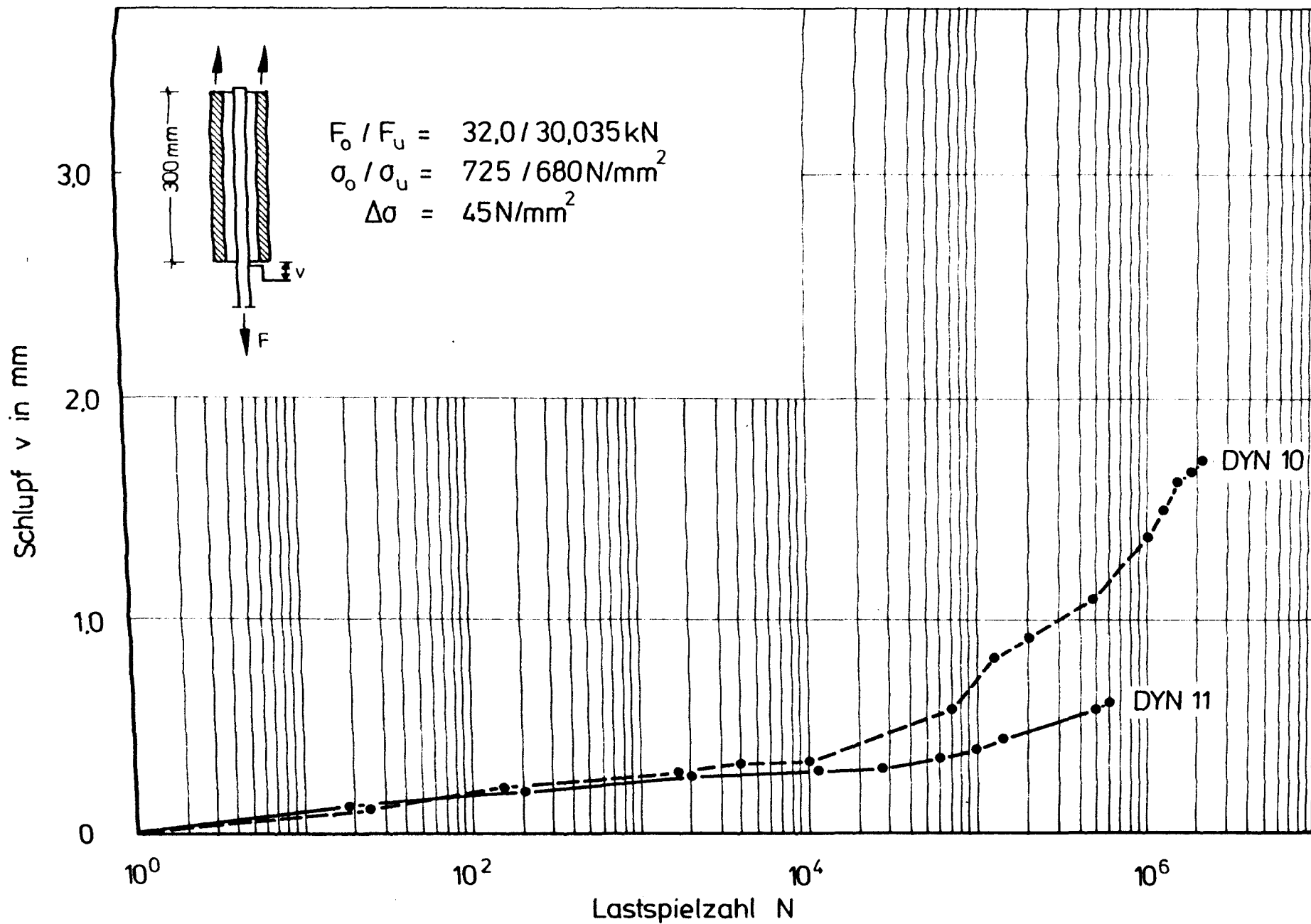


Bild 7.22 : Einfluß einer Zugschwellbeanspruchung auf die lastseitige, lastspielabhängige Schlupfentwicklung der Prüfelemente Dyn 10 und 11 (ohne Oberflächenschutz).

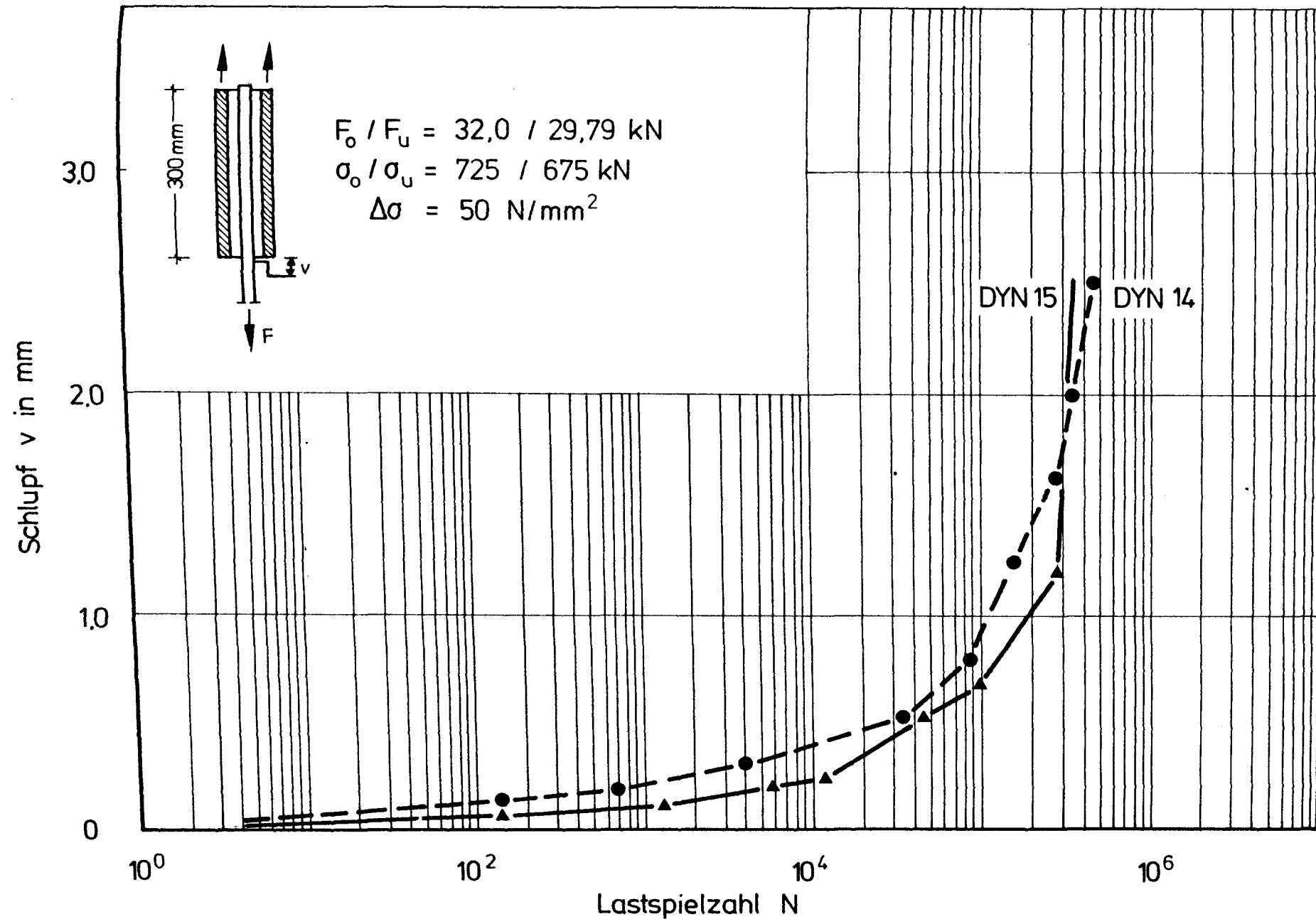


Bild 7.23 : Einfluß einer Zugschwellbeanspruchung auf die lastseitige, lastspielabhängige Schlupfentwicklung der Prüfelemente Dyn 14 und 15 (ohne Oberflächenschutz).

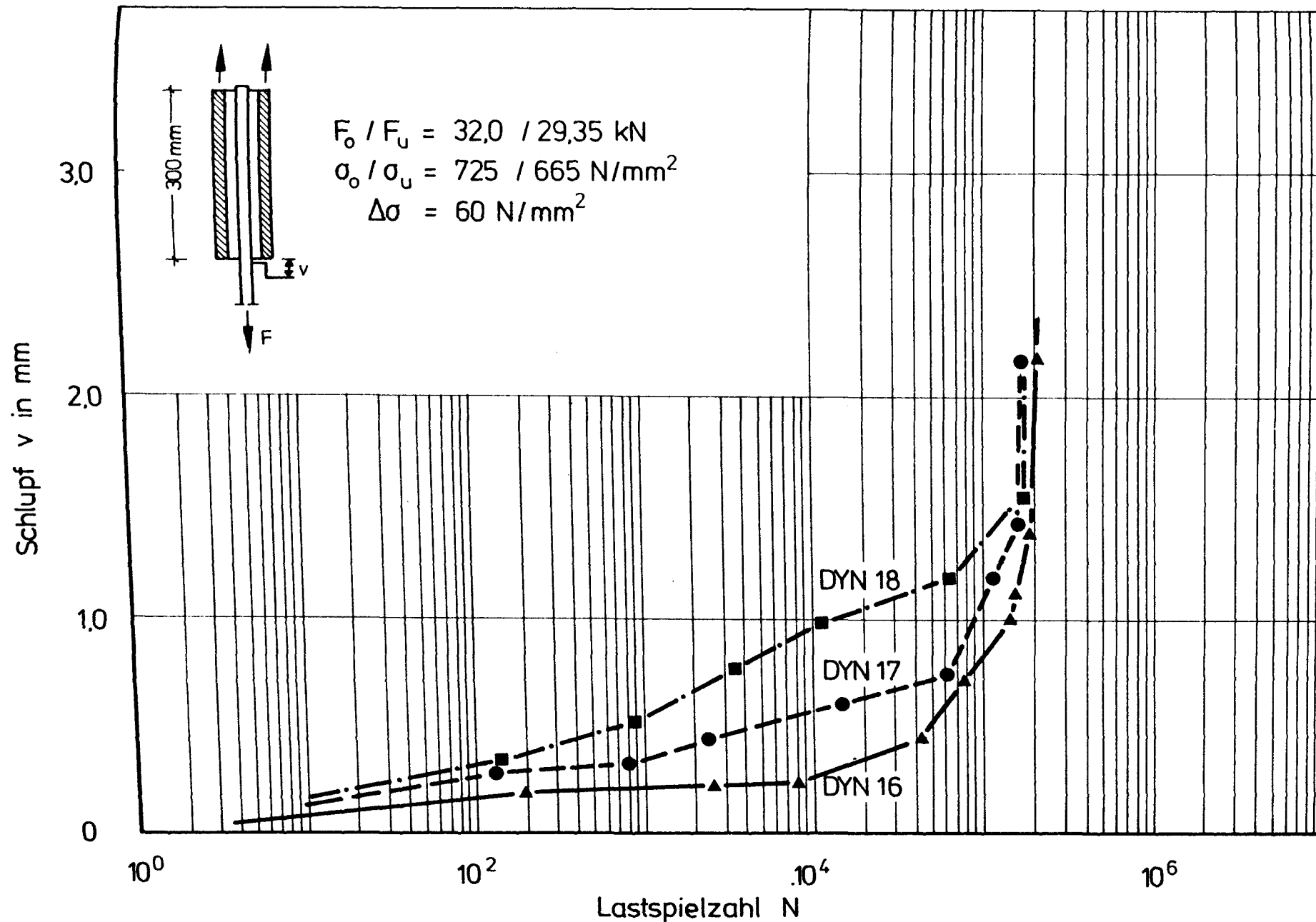


Bild 7.24 : Einfluß einer Zugschwellbeanspruchung auf die lastseitige, lastspielabhängige Schlupfentwicklung der Prüfelemente Dyn 16 bis 18 (ohne Oberflächenschutz).

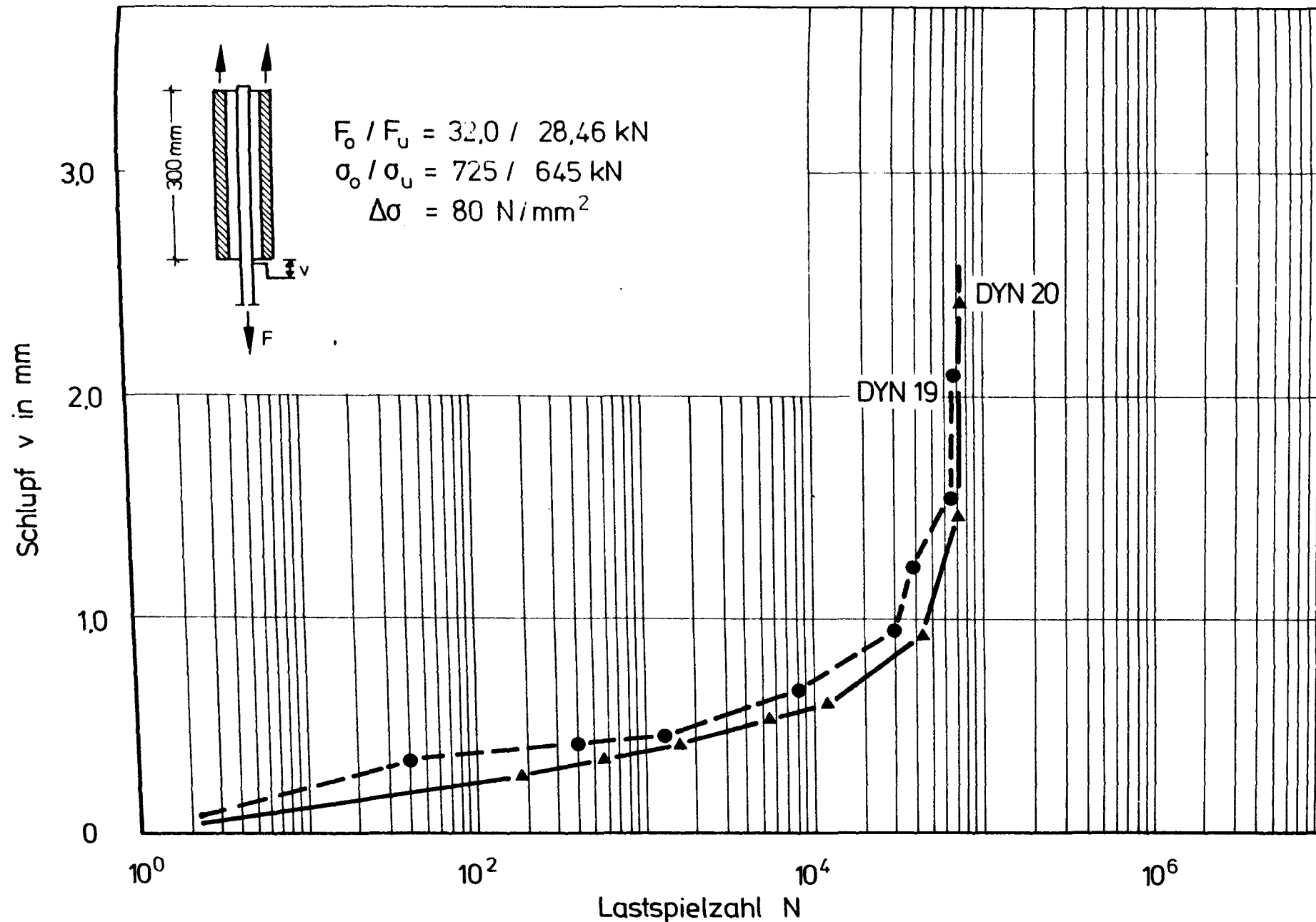


Bild 7.25 : Einfluß einer Zugschwellbeanspruchung auf die lastseitige, lastspielabhängige Schlupfentwicklung der Prüfelemente Dyn 19 und 20 (ohne Oberflächenschutz).

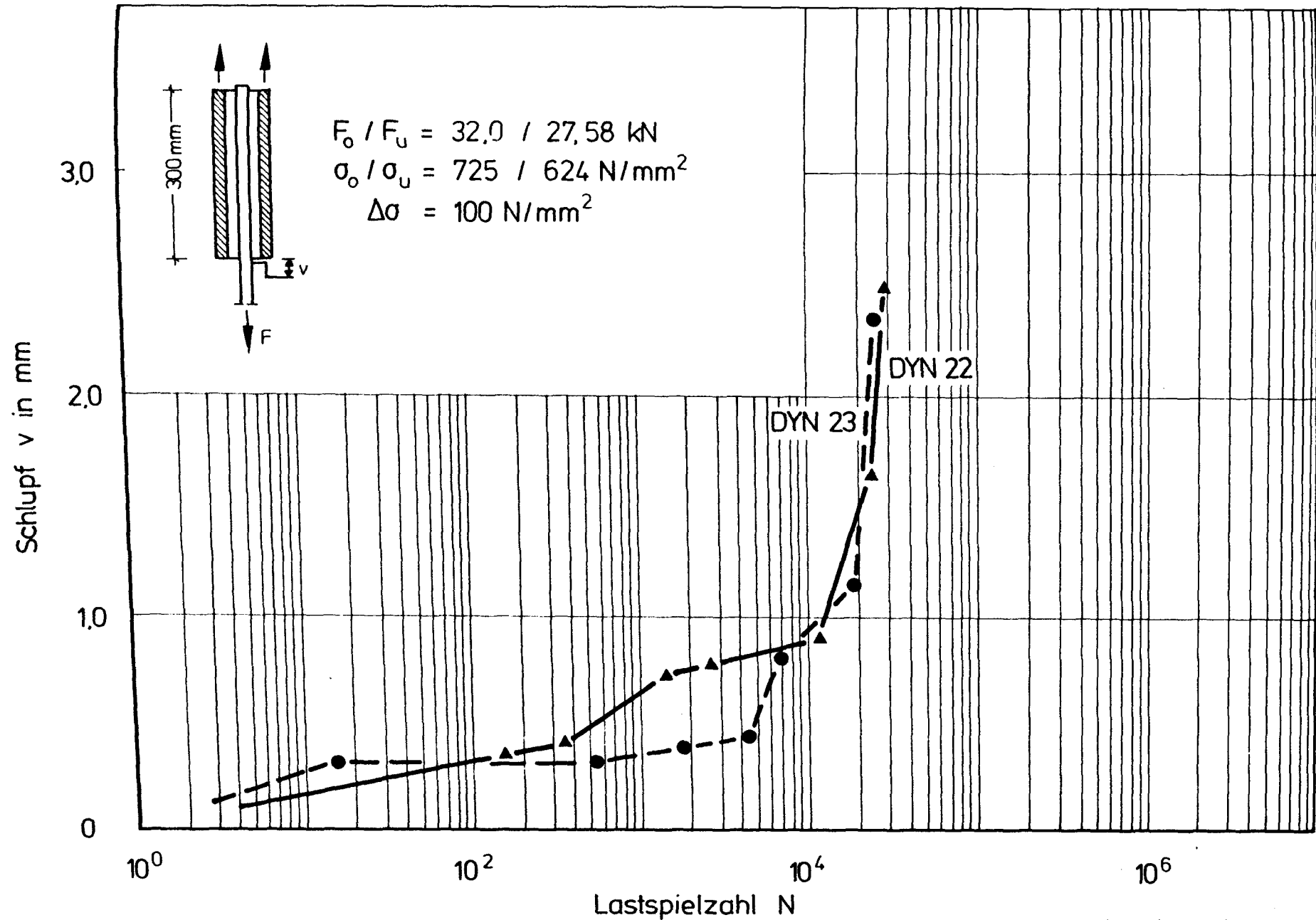


Bild 7.26 : Einfluß einer Zugschwellbeanspruchung auf die lastseitige, lastspielabhängige Schlupfentwicklung der Prüfelemente Dyn 22 und 23 (ohne Oberflächenschutz).

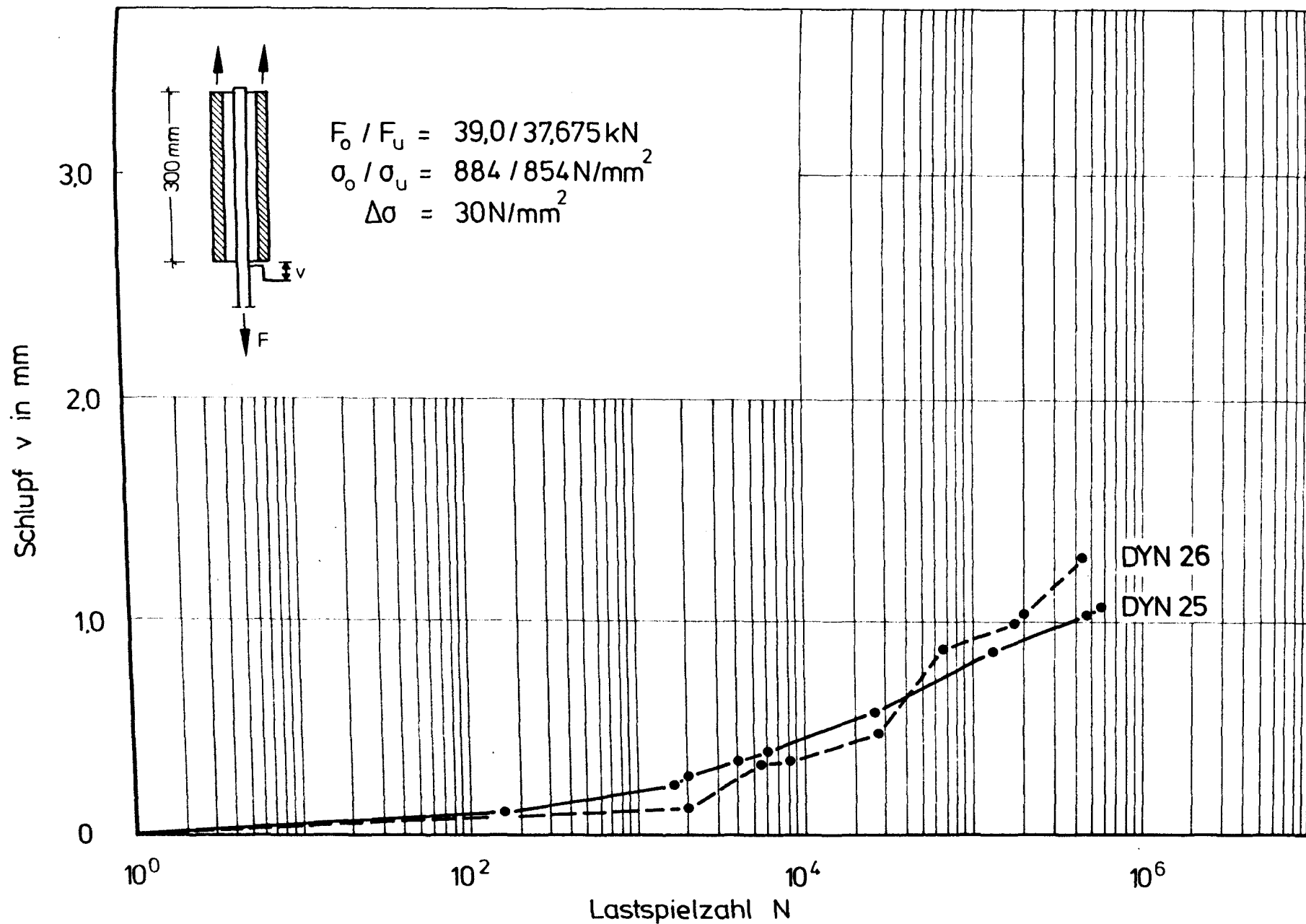


Bild 7.27 : Einfluß einer Zugschwellbeanspruchung auf die lastseitige, lastspielabhängige Schlupfentwicklung der Prüfelemente 25 und 26 (ohne Oberflächenschutz).

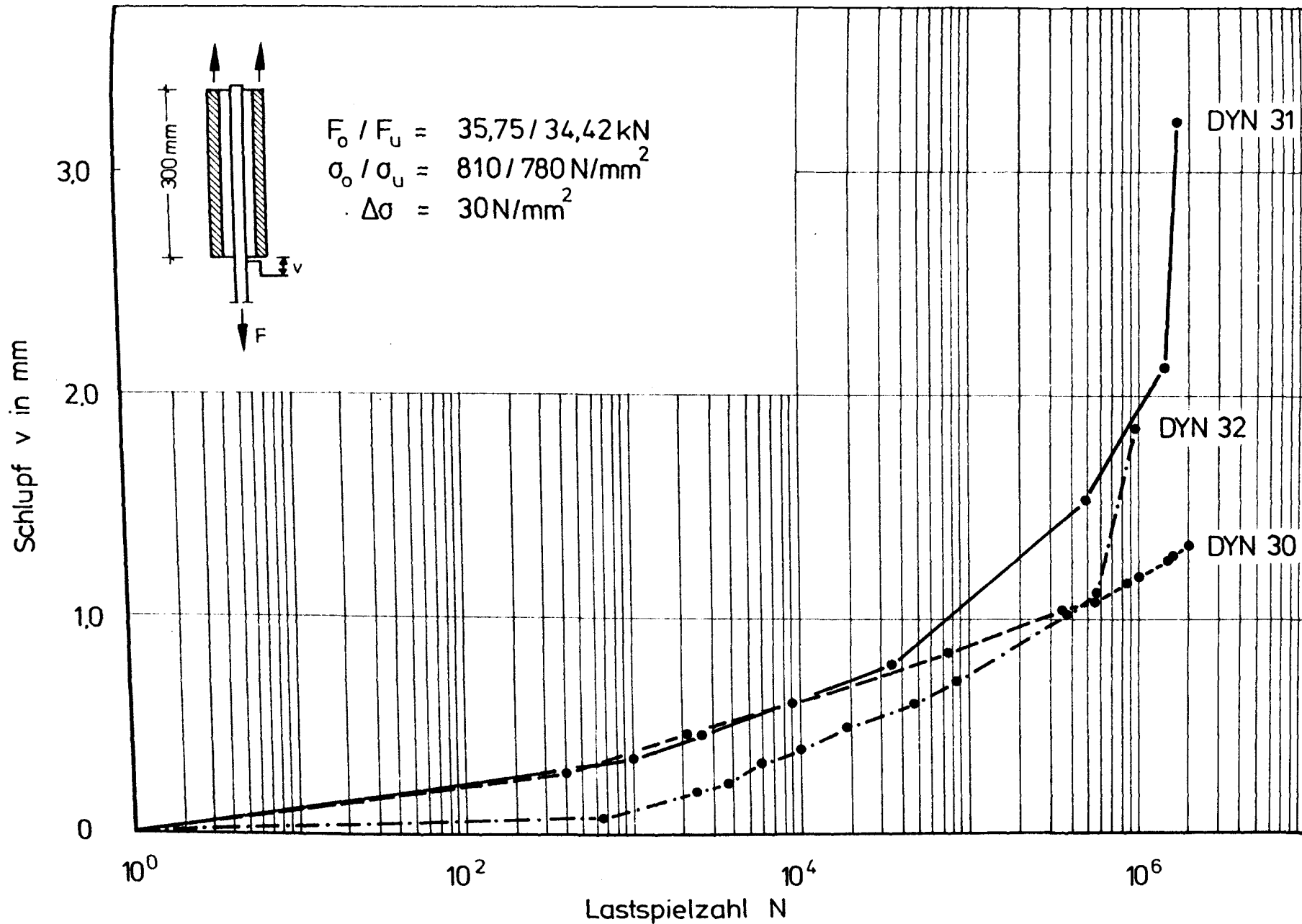


Bild 7.28 : Einfluß einer Zugschwellbeanspruchung auf die lastseitige, lastspielabhängige Schlupfentwicklung der Prüfelemente 30 bis 32 (ohne Oberflächenschutz).

in der Verankerung eine Schadenslinie aus, die etwa der äußeren Umhüllenden aller Stäbe folgt (Umfangsriß im Mörtel). Die Relativverschiebungen finden folglich zwischen einem Ankerkern, bestehend aus den Stäben und dem von ihnen eingefassten Mörtel sowie dem an der Hülse wandung haftenden Mörtelring statt (Bild 7.29). Der Einzelstab wird in diesem Bereich bevorzugt auf Reibung beansprucht, der in dieser Verschiebungsebene liegt. Der in Bild 7.30 gezeigte Querschnitt läßt Risse in den Stäben deutlich werden, die die zerstörten, außen gelegenen Querschnittsteile von den noch tragfähigen inneren Querschnittsteilen trennt. In Bild 7.31 sind die Schädigungen der Stäbe in unterschiedlichen Entwicklungsstadien dargestellt. Während das obere Bild einen Bereich mit noch weitgehend vollständiger Wicklung zeigt, ist die Schädigung nach dem unteren Bild 7.32 weiter fortgeschritten. Die sich kreuzende Wicklung ist hier nur noch unvollständig vorhanden; ein Querschnittsteil hat sich abgelöst.

7.1.4 Zugschwellversuche an Stäben mit Oberflächenverstärkung

Um den Einfluß der Oberflächenverstärkung auf das Verankerungsverhalten zu untersuchen, wurden zum Vergleich Prüfungen an Elementen durchgeführt, die auf ihrer ganzen Ankerlänge verstärkt waren. Die Versuche erfolgten mit einer Oberlast $F_0 = 39 \text{ kN}$ und mit Schwingbreiten $\Delta\sigma = 45 \div 80 \text{ N/mm}^2$. Aufgrund dieser Belastung können die Versuchsergebnisse, die in Tab. 7.3 zusammengestellt sind, direkt mit denen ohne Verstärkungsmaßnahmen verglichen werden. Wie das Wörter-Schaubild Bild 7.33 zeigt, bewirkt die Verstärkung eine Erhöhung der Bruchlastspielzahl um nahezu eine Größenordnung. Die Schlupfmessungen deuten an, daß die Relativverschiebungen innerhalb des Ankers geringfügig geringer ausfallen, die Streuung läßt aber eine Quantifizierung nicht zu. Die Zug-elemente versagten entweder durch Faserzerstörung oder durch Stabauszug (s. auch Tab. 7.3).

Seite 7.-39- ist für jede Versagensart ein Beispiel abgebildet. Wurden in Versuchen mit relativ kleiner Schwingbreite große Bruchlastspielzahlen erreicht (Dyn 36 und 37), so war das Versagen mit Faserzerstörung verbunden, andernfalls mit Auszug. Aus Bild 7.34 geht hervor, daß die Zerstörung zu einer weitergehenden Auflösung in die Einzelfasern führt und nicht wie bisher in Faserbündel.

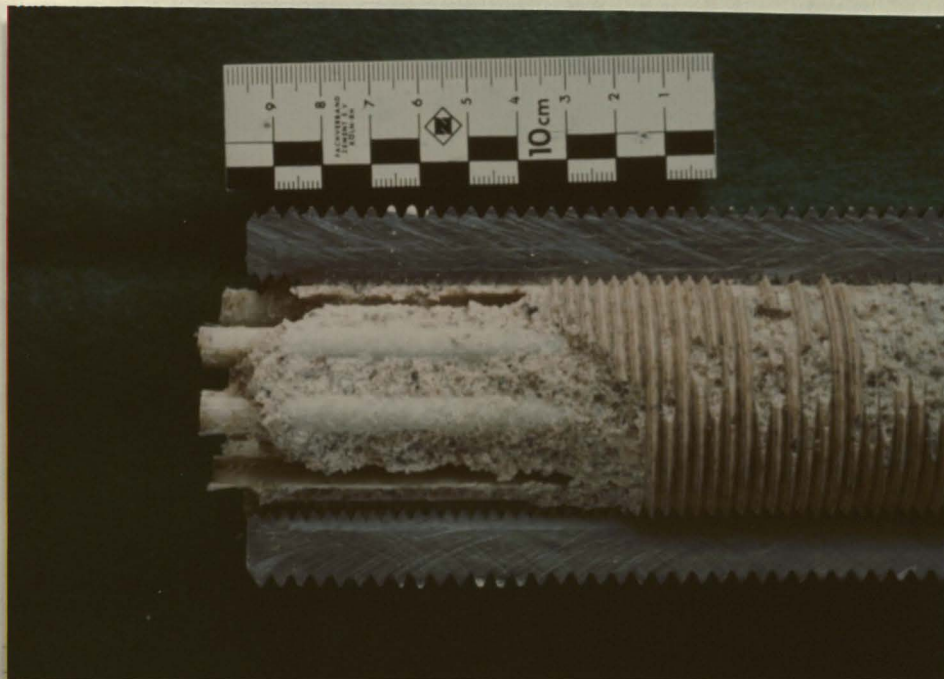


Bild 7.29 : Aufgeschnittene Hülse einer Mehrstabverankerung
nach Zugschwellversuch; spanngliedseitiger Bereich



Bild 7.30 : Blick auf das spanngliedseitige Ankerende
nach einem Zugschwellversuch



Bild 7.31 : Beschädigung der Stabwicklung durch den Reibvorgang
- Mehrstabverankerung -



Bild 7.32 : Einseitige Stabzerstörung mit Abrieb der Wicklung
und Ablösung eines Stabteils
- Mehrstabverankerung -

Tab. 7.3: Ergebnisse von Zugschwellversuchen mit der Rohrvergußverankerung
GF-UP Stab mit Oberflächenschutz (GSS)

	F_0 kN	$\Delta\sigma$ N/mm ²	$F_0/\max F$	$v(N)$ in mm bei $N =$			N_u	Versagens- art
				10^1	10^3	10^5		
Dyn 36	39,0	45,0	0,6	0,14	0,38	1,10	$1,652 \cdot 10^6$	F
37				0,16	0,45	0,76	$1,20 \cdot 10^6$	F
38	39,0	60,0	0,6	0,17	0,50	1,19	469.000	F
39		60,0		0,11	0,32	0,85	599.000	A
40		60,0		0,15	0,44	1,70	123.000	F
41	39,0	80,0	0,6	0,11	0,41	-	57.500	A
42		80,0	0,6	0,15	0,44	-	95.490	F

zur Versagensart: F - Faserzerstörung
A - Auszug des Stabes

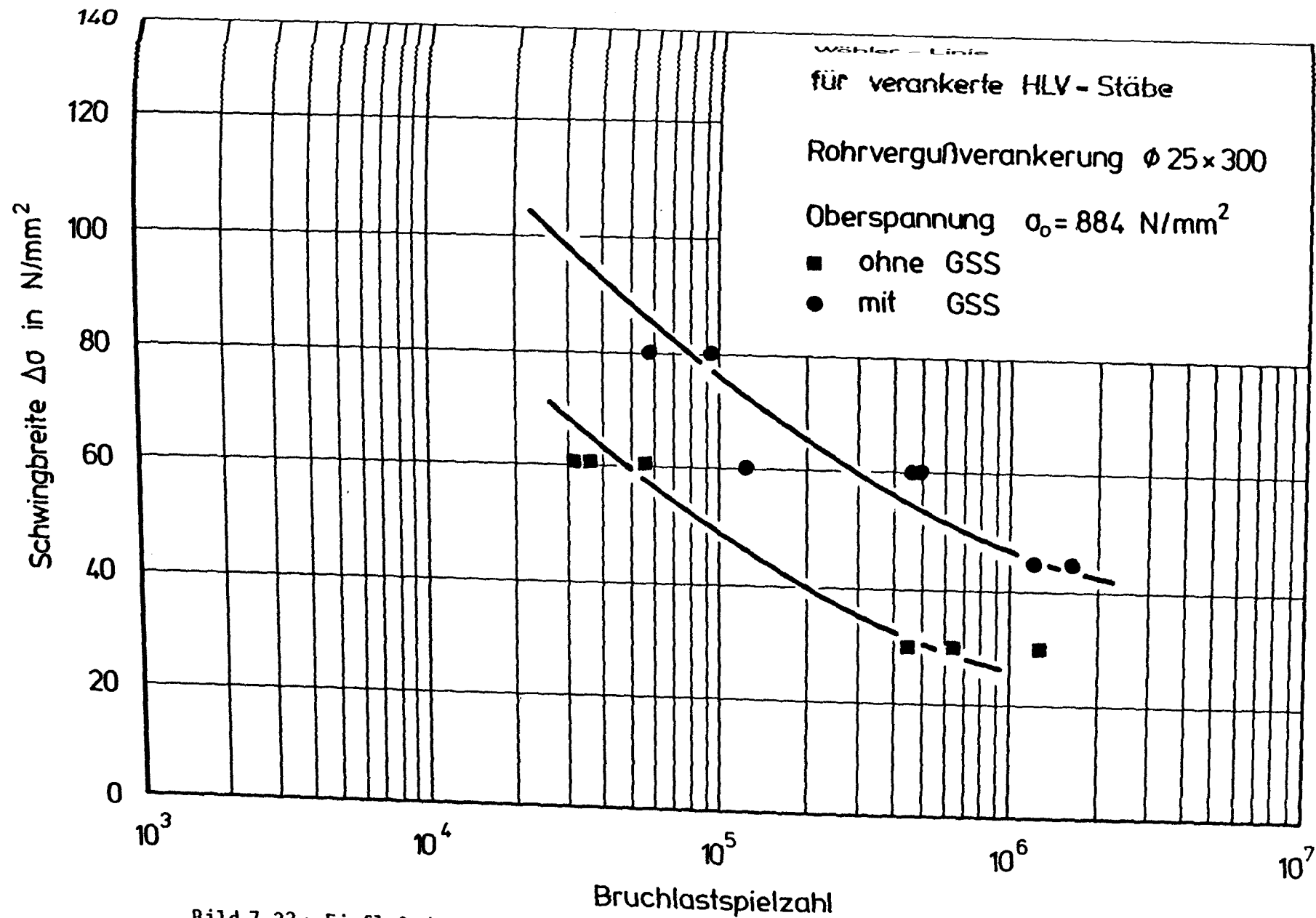


Bild 7.33: Einfluß der Schwingbreite auf die Bruchlastspielzahl verankerter HLV-Stäbe $\varnothing 7,5 \text{ mm}$ mit und ohne Oberflächenverstärkung; Verankerung nach Bild 7.1

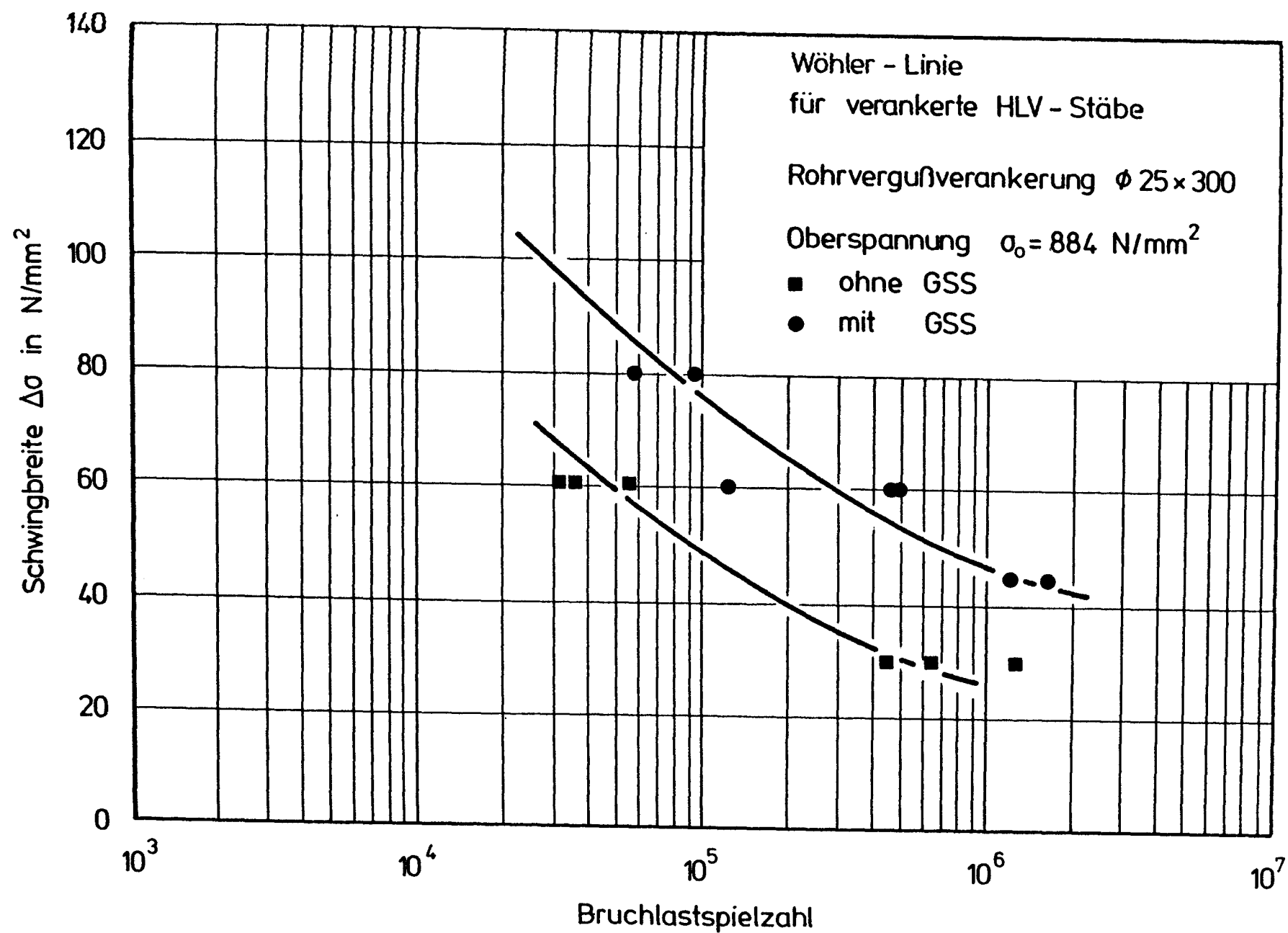


Bild 7.33: Einfluß der Schwingbreite auf die Bruchlastspielzahl verankerter HLV-Stäbe $\phi 7,5 \text{ mm}$ mit und ohne Oberflächenverstärkung; Verankerung nach Bild 7.1

8. GRUNDSÄTZLICHE ÜBERLEGENUNGEN DES TRAGVERHALTENS BEI



Bild 7.34 : Zugschwellversuch Dyn 37 - mit Oberflächenschutz -
 $F_0 = 39,0 \text{ kN}$, $\Delta\sigma = 45 \text{ N/mm}^2$, $N_u = 1,2 \cdot 10^6 \text{ LW}$

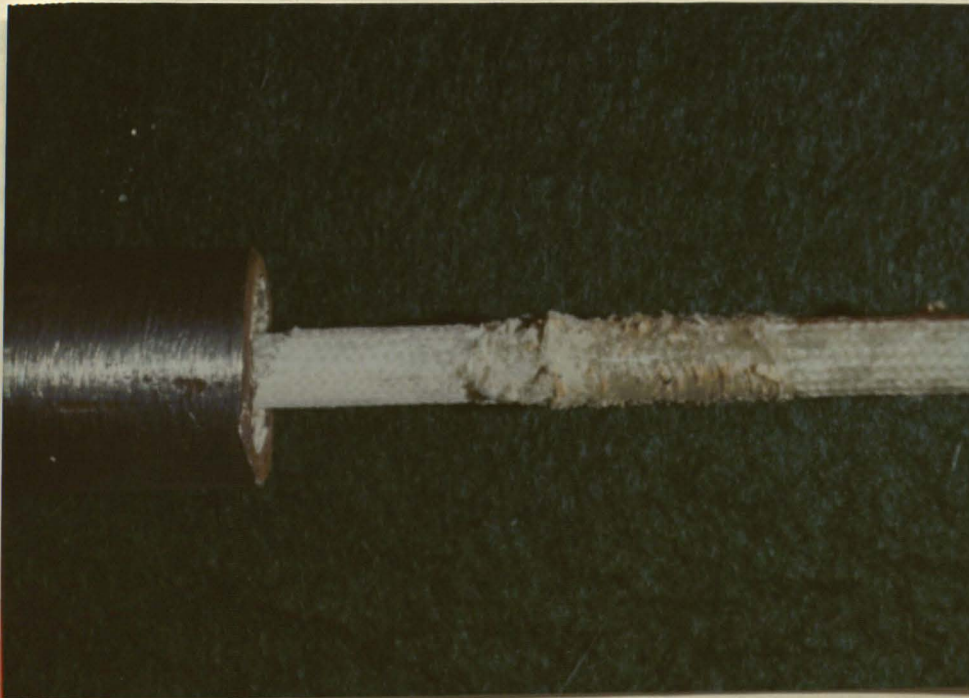


Bild 7.35 : Zugschwellversuch Dyn 41 - mit Oberflächenschutz -
 $F_0 = 39,0 \text{ kN}$, $\Delta\sigma = 80 \text{ N/mm}^2$, $N_u = 57.500 \text{ LW}$

8. GRUNDSÄTZLICHE ÜBERLEGUNGEN ZUR RECHNERISCHEN ERMITTLUNG DES TRAGVERHALTENS BEI DYNAMISCHER BEANSPRUCHUNG

Das Tragverhalten von Rohrvergußverankerungen wurde rechnerisch in [15] für statisch-zügige Beanspruchung untersucht. Dabei wurde, ausgehend von der Differentialgleichung des verschieblichen Verbunds, eine geschlossene Lösung ermittelt, in der die gemessene τ - v -Beziehung als linearisiertes Werkstoffgesetz des Verbundes einging. Die Wirklichkeitsnähe des Tragmodells konnte durch die gute Übereinstimmung zwischen Rechen- und Versuchsergebnissen nachgewiesen werden.

Die Lösung der DGL. führt zu einem Verlauf der Stabkraft $F_{GF}(x)$, der Verschiebung $v(x)$ und der Verbundspannung $\tau(x)$, wie sie in Bild 8.1 für eine vorgegebene Laststufe von $F_{GF} = 50$ kN beispielhaft dargestellt ist. Dabei wurde von einer monoton ansteigenden Kraft ausgegangen.

Für Schwellbeanspruchung $F_{GF}^u/F_{GF}^o = \chi$ konnte im Rahmen dieser Arbeit kein abschließendes Rechenmodell zur Vorhersage des Tragverhaltens erarbeitet werden. Nachstehend werden jedoch die Grundlagen für eine Theorie gegeben, die in einer künftigen Forschungsarbeit ausgearbeitet werden muß.

Die Beobachtung im Versuch zeigt, daß sich wiederholte Be- und Entlastungen in der Schlupfzunahme und in Veränderungen der Hülsendehnungen auswirken. Aus den auf der Ankerhülse gemessenen ε_s - $x(N)$ Beziehungen lassen sich nach Abschn. 7.3 τ - $x(N)$ -Verläufe ableiten, deren Entwicklung mit zunehmender Lastspielzahl wie folgt gekennzeichnet ist:

- ~ der Spitzenwert der Verbundspannung wird reduziert;
seine Lage wandert ins Ankerinnere
- ~ der Verlauf der τ - x -Beziehung wird ausgerundet.
Das Integral über τ - x (Schubspannungsfläche) muß aus Gleichgewichtsgründen konstant sein und der jeweiligen Stabkraft entsprechen.

In Bild 8.2 wird die beschriebene Entwicklung von τ - x qualitativ dargestellt.

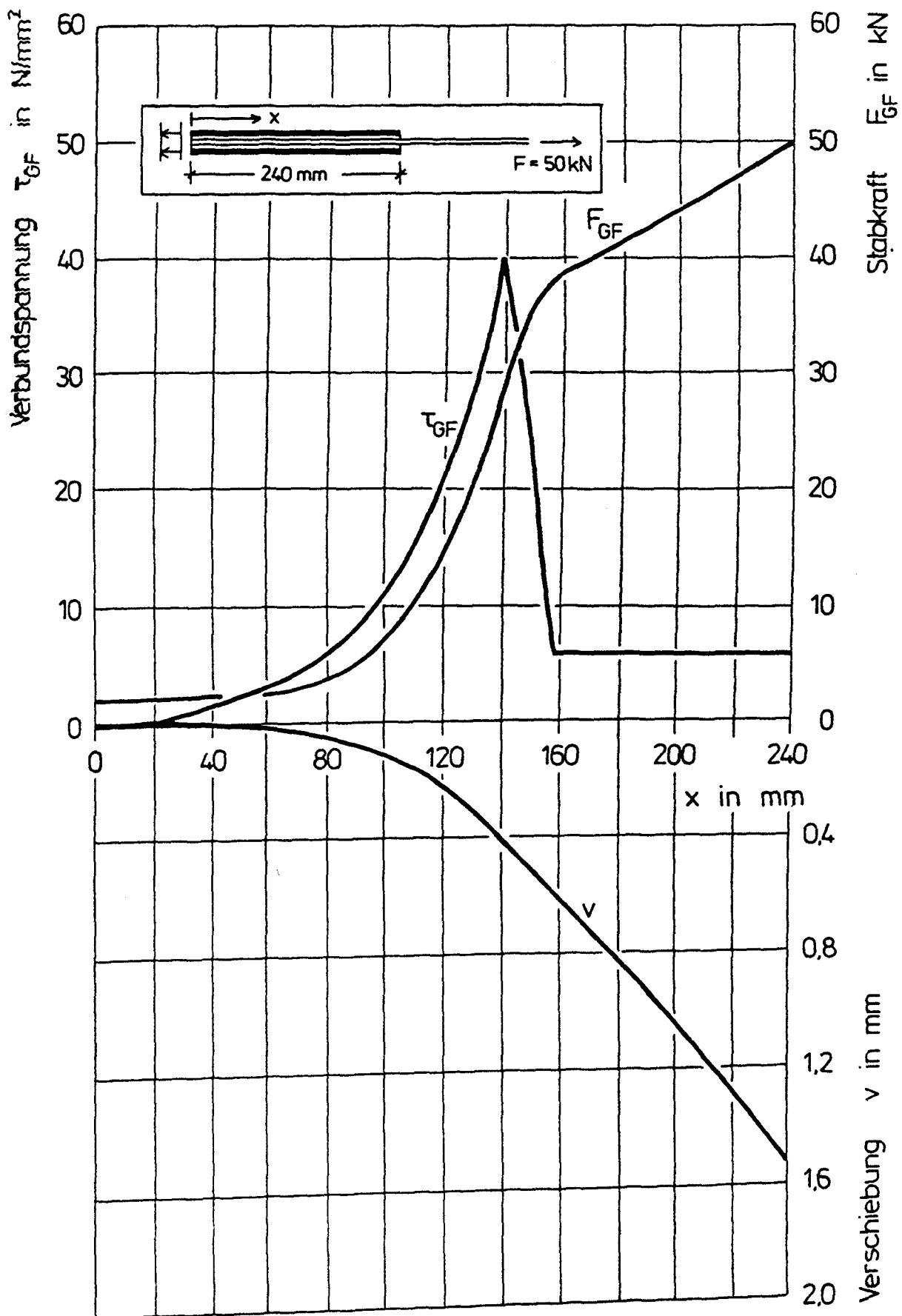


Bild 8.1 : Rechnerisch ermittelter Verlauf der Relativverschiebung des GF-Stabes, der Verbundspannung und der Stabkraft bei einer

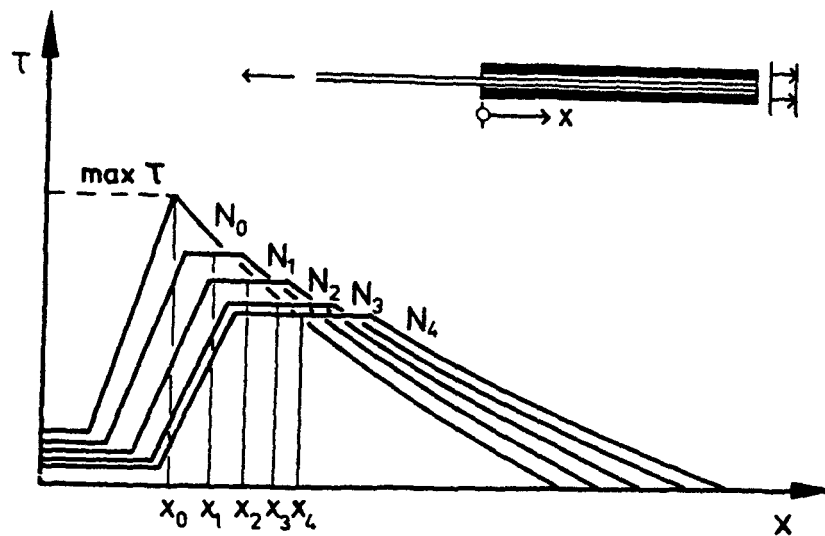


Bild 8.2 : Verschiebung des τ - x Verlaufs mit zunehmender Lastspielzahl (schematische Darstellung)

Leitet man aus Bild 8.2 die Verbundbeanspruchung einzelner Verbundelemente ab, so ergeben sich die in Bild 8.3 dargestellten Beziehungen. Das Element an der Stelle x_1 hat bei der Erstbelastung eine Spitzenbeanspruchung, die mit zunehmender Lastspielzahl abnimmt. Während der im Einstufenversuch geprüfte Ausziehkörper nach Erreichen des lastspielabhängigen Zeitfestigkeitswertes vollständig versagt, kann das Verbundelement im Anker auch weiterhin einen Teil der Stabkraft ausleiten.

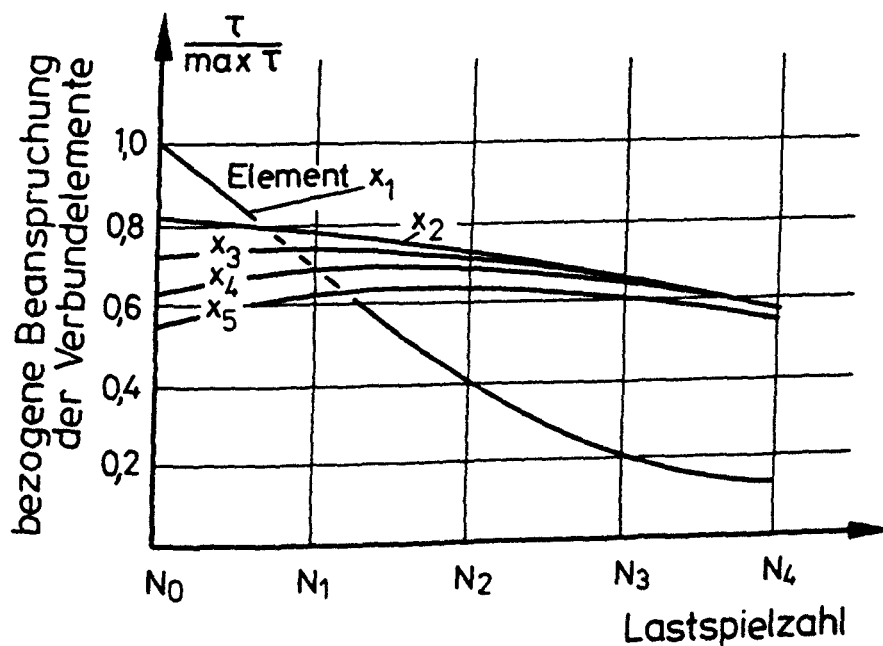


Bild 8.3 : relative Beanspruchung der Verbundelemente x_i nach Bild 8.2 mit zunehmender Lastspielzahl (schematische Darstellung)

Betrachtet man weiter innen liegende Verbundelemente (z.B. x_4 und x_5) so wird die zunehmende Gleichförmigkeit der Beanspruchung deutlich: Bereits bei Erstbelastung wird das Verbundelement zwar in erheblichem Maße beansprucht - diese Beanspruchung steigt mit zunehmender Lastspielzahl nur noch geringfügig an um sich nach Überschreiten eines Maximalwertes wieder zu verringern. In einer theoretischen Untersuchung wäre zu überprüfen, ob sich über die Verbunduntersuchungen eine Art Betriebsfestigkeitsnachweis auf der Basis von Palmgren und Miner führen läßt. Zusammenhängend mit der Verlagerung des τ - x -Verlaufs bildet sich der Schlupf aus. Die Versuchsergebnisse zeigen einen Verlauf, wie er in Bild 8.4 gleichfalls qualitativ dargestellt ist: einer anfänglichen Phase größerer Schlupfzunahme (Bereich I) schließt sich eine Stabilisierungsphase an (Bereich II), die dann in den Bereich progressiver Schlupfzunahme übergeht (Bereich III). Die progressive Schlupfzunahme wurde jedoch in der Mehrzahl der Versuche durch Faserbrüche ausgelöst und steht daher in keinem direkten Zusammenhang mit der hier betrachteten Schädigungshypothese, die auf das Verbundversagen ausgerichtet ist.

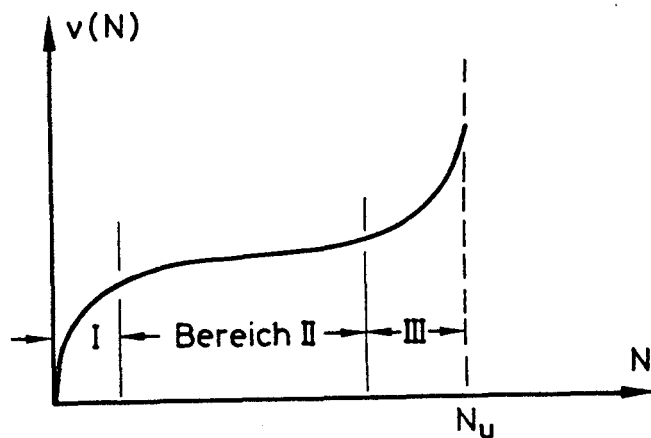


Bild 8.4 : Schematische Darstellung der lastspielabhängigen Schlupfentwicklung

Eine Nachrechnung des Tragverhaltens erscheint nach der in [15] dargestellten Weise möglich, sofern auf Verfahren zurückgegriffen wird, wie sie in der Stahlbetonforschung Anwendung finden. Zur Abschätzung des zeitabhängigen Tragverhaltens von Stahlbetonbauteilen wird das Isochronenverfahren eingesetzt, bei dem das Verbundverhalten des einbetonierten Bewehrungsstahles durch Linien gleicher Zeiten vorgegeben wird. Seine Übernahme

auf das vorliegende Problem hat zur Voraussetzung, daß für das Verbundverhalten eine Kurvenschar entwickelt wird, in der streng genommen jedem Lastwechsel eine eigene τ - v -Beziehung zugeordnet werden kann. In Bild 8.5 ist diese Beziehung beispielhaft für zwei Lastspielzahlen skizziert.

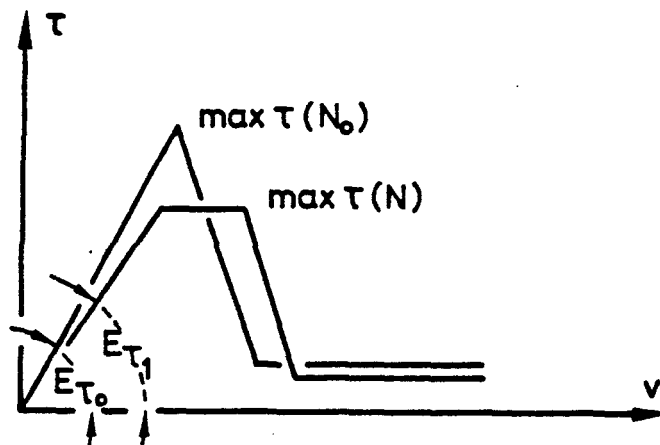


Bild 8.5 : Schematische Darstellung des τ - v -Verlaufs bei einer jungfräulichen Probe mit $N = 0$ bzw. nach der Lastwechselzahl N

Praktisch läßt sich die damit verbundene unvermeidbar hohe Zahl an Rechenläufen aus zwei Gründen reduzieren:

- die τ - $v(N)$ Beziehungen lassen sich gruppenweise für signifikante Lastspielzahlen klassifizieren, sodaß das Tragverhalten nur für die entsprechenden Zahlen errechnet wird.
- die Berechnung beschränkt sich auf die Verschiebungsbereiche I und II nach Bild 8.4, was die Notwendigkeit der Definition einer Grenzverschiebung zur Folge hat.

9. SCHÄDIGUNGSUNTERSUCHUNG DURCH MIKROSKOPIE

Um Art und Umfang von Werkstoffschädigungen an den HLV-Stäben im Verankerungsbereich zu ermitteln, wurden Untersuchungen mit Hilfe der Rasterelektronenmikroskopie (REM) durchgeführt. Alle in diesem Abschnitt besprochenen Schadensbereiche stammen aus Einstabverankerungen. Es wurden Stäbe mit und ohne Oberflächenverstärkung untersucht.

Die betreffenden Stabbereiche wurden aus den Ankerhülsen herausgearbeitet und in Stücken von max. 30 mm abgelängt. Diese Abschnitte wurden mit Gold bedampft, um die für das Untersuchungsverfahren erforderliche elektrische Leitfähigkeit zu erreichen. Unter Einsatz der REM werden Aufnahmen erreicht, die sich durch große Schärfentiefe auszeichnen. Diese Eigenschaft wirkt sich bei den hier vorliegenden Schadensarten besonders positiv aus.

Auf den angesprochenen Bildern, die auf den Seiten 9.2 - 9.9 enthalten sind, ist jeweils am unteren Rand ein horizontaler weißer Balken abgelichtet. Mit Hilfe dieses Maßstabsbalkens, dessen Länge (z. B. 20 μm) nebenstehend angegeben ist, wird ein Bezug zu den wirklichen Abmessungen des gezeigten Probenbereichs ermöglicht. Die beiden ersten REM-Aufnahmen in Abschn. 2 zeigen den Aufbau des nichtbeanspruchten Verbundwerkstoffs. Die im folgenden besprochenen Bilder geben sich wiederholende Beispiele von Schädigungsformen wieder, die mit den beiden Versagensarten Faserbruch bzw. Verbundbruch zusammenhängen.

Im oberen, mittleren Bereich von Bild 9.1 ist die Staboberfläche zu erkennen, die infolge wiederholter Relativverschiebungen durch die Zugschwellbeanspruchung erhebliche Beschädigungen aufweist. Die ursprünglich vorhandene deckende Harzschicht ist zusammen mit der Wicklung abgescheuert. Reste dieser Schicht sind im linken oberen Bildbereich zu erkennen. Die Wicklungsfragmente zeichnen sich durch Querlinien ab. Im unteren Bildbereich sind umfangreiche Faserbrüche sichtbar. Diese Bruchstelle liegt etwa 35 mm vom lastseitigen Ankeranfang.

Die zuvor angesprochene Bruchfläche ist nun aus der Packung entfernt. Man sieht die Matrix erheblich zerstört ist. Einige Fasern sind gebrochen und liegen in enger Packung.

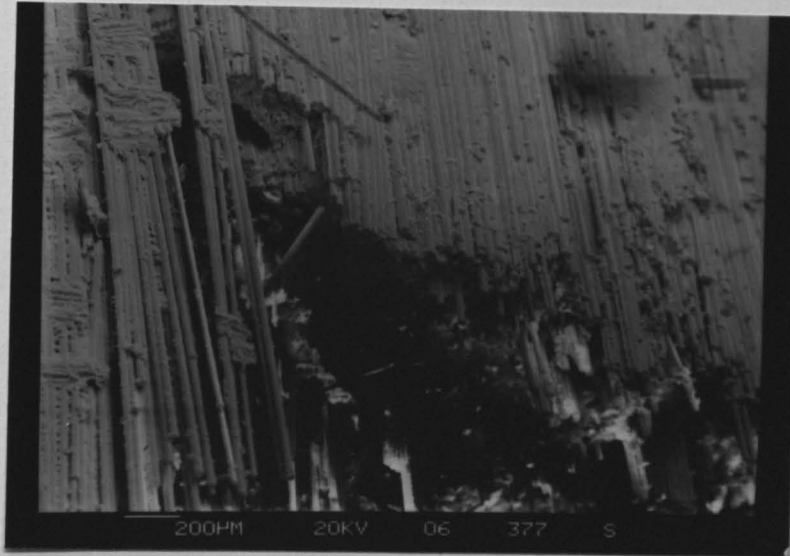


Bild 9.1: Reibschäden auf der Staboberfläche und Faserbrüche

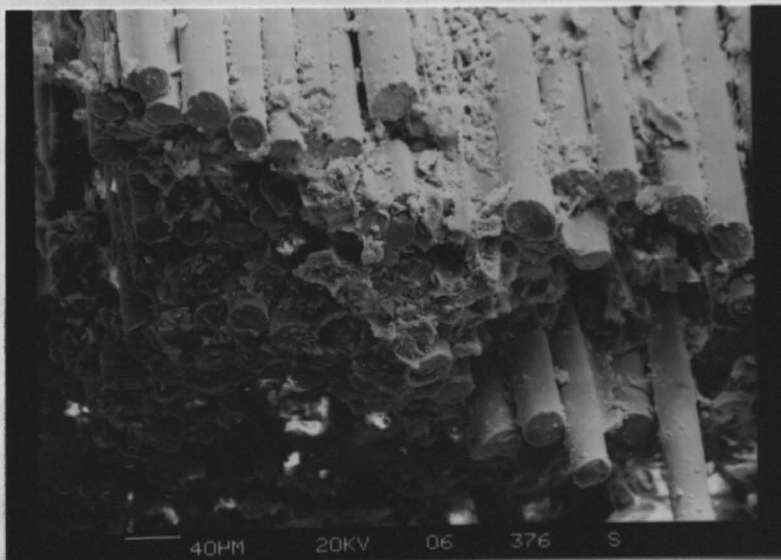


Bild 9.2: Detailaufnahme zu Bild 9.1 von der Bruchfläche

Die zuvor angesprochene Bruchfläche ist hier vergrößert abgebildet. Obwohl die Matrix erheblich zerrüttet ist, liegen die Fasern weitgehend geordnet und in enger Packung.

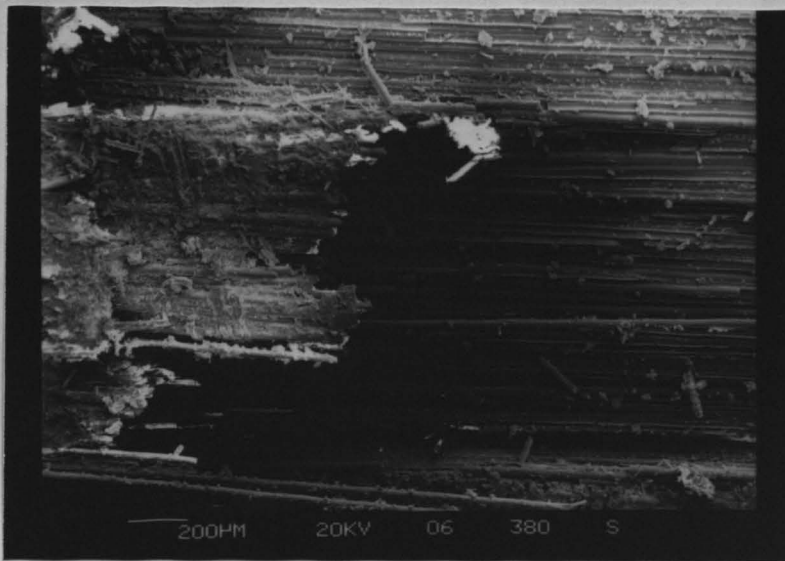


Bild 9.3: reibgeschädigte Staboberfläche und Bruchstelle mit herausgelöstem Faserbündel

Die Auswirkungen der Relativverschiebungen zwischen Stab und Verguß werden in Bild 9.3 an den Reibschäden der hell erscheinenden Staboberfläche deutlich. Der dunkle Bildbereich zeigt eine tieferliegende Faserschicht. Das ursprünglich darüberliegende Faserbündel ist herausgerissen.

Bild 9.4 zeigt einen Querschnitt durch diesen Stab beim Austritt aus der Verankerung. Es ist ein ausgeprägter diagonal verlaufender Hauptriß erkennbar, von dem zwei Nebenrisse abzweigen. Der eingerahmte Bereich ist rechts vergrößert dargestellt.

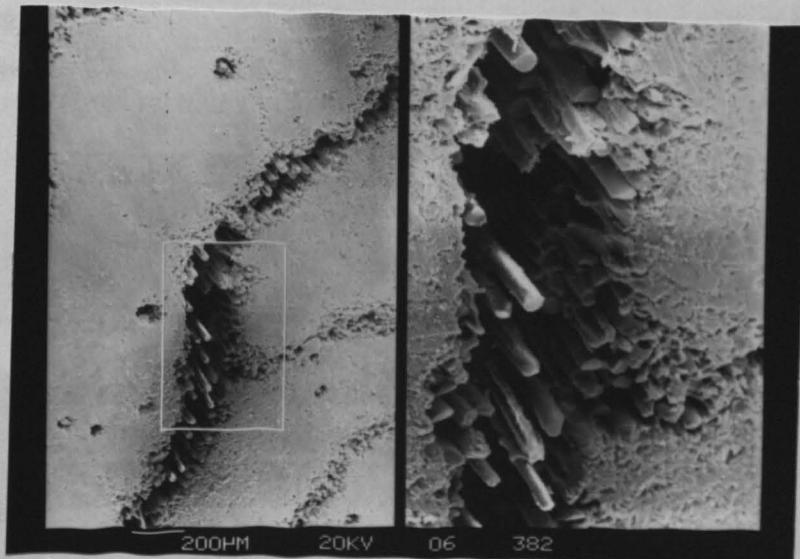


Bild 9.4: (links) Stabquerschnitt mit Längsrissen
(rechts) Detailaufnahme des eingerahmten Bereichs
mit Rißverzweigung

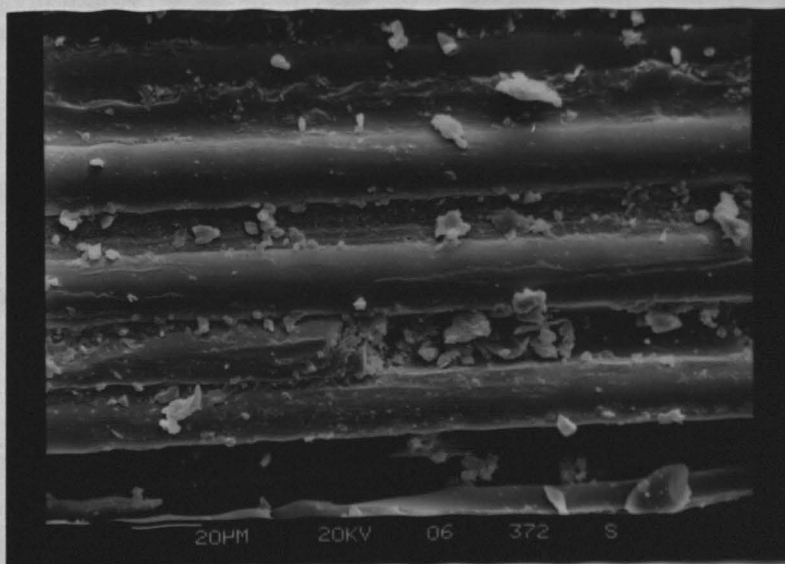


Bild 9.5: Staboberfläche nach Verbundversagen mit freigelegten Fasern und
herausgescherter Harzmatrix

Die Probe wurde einer Verankerung entnommen, die durch Verbundbruch versagt hatte. Durch den Auszug des Stabes wird die deckende Harzschicht abgeschert, dabei werden die Fasern freigelegt. Die geringere Härte der Matrix führt zu einem erhöhten Abtrag des Harzes bis in den Zwischenfaserbereich.

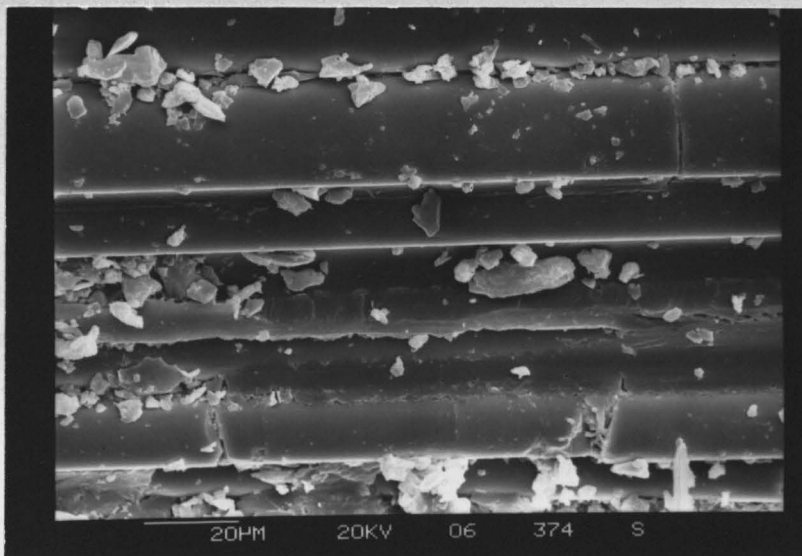


Bild 9.6: Staboberfläche nach Verbundversagen mit Faserbruch und Matrixschuppen

Der Bildausschnitt derselben Probe wie von Bild 9.5 zeigt freiliegende Fasern mit schuppenartigen Matrixwerten. Im unteren Bildbereich deutet das Matrixrelief die ursprüngliche Einbettung herausgelöster Fasern an. Im rechten oberen Bereich ist die Bruchstelle erkennbar.

Wird eine Oberflächenverstärkung nach dem Sandstrahlverfahren vorgenommen, so ist eine gewisse Grenzschicht zu bilden, die den Stab von der unmittelbaren Reibbeanspruchung isoliert. Diese Grenzschicht stammt aus einer...
 hatte. Die...
 oberfläche...

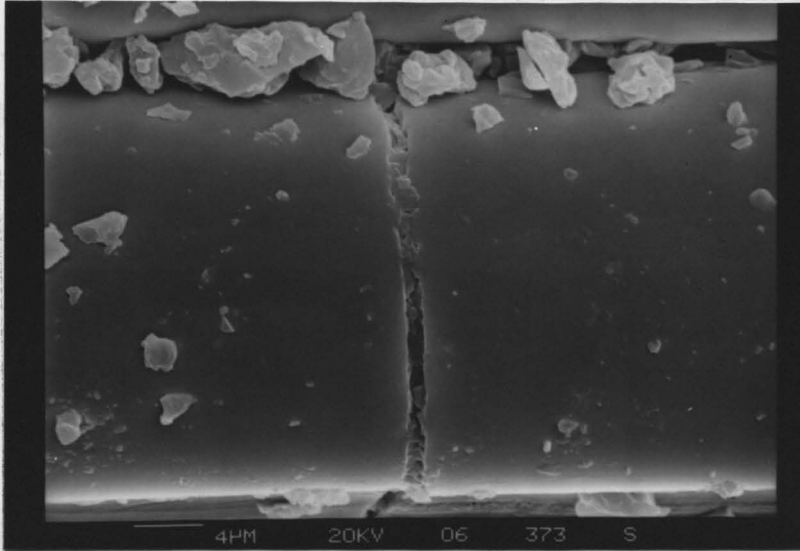


Bild 9.7: Faserbruch nach Verbundversagen

Der im vorigen Bild angesprochene Faserbruch ist hier vergrößert dargestellt.

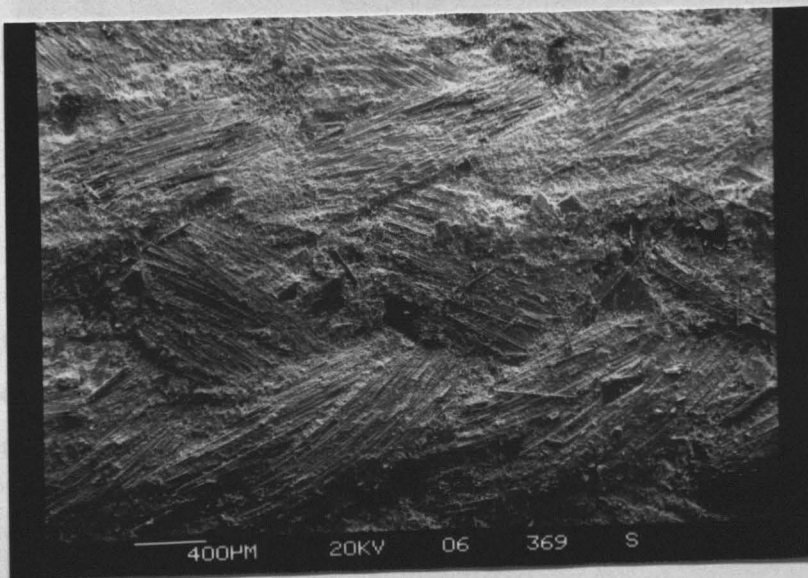


Bild 9.8: Oberfläche eines verstärkten Stabes nach Erreichen einer Lastwechselzahl $N \sim 0,5 N_u$

Wird eine Oberflächenverstärkung nach dem im Abschnitt 7.4.2 beschriebenen Verfahren vorgenommen, so ist eine Verschleißschicht vorhanden, die den Stab vor der unmittelbaren Reibbeanspruchung schützt. Die gezeigte Probe stammt aus einer Verankerung, die etwa die Hälfte der Bruchlastspielzahl erreicht hatte. Die Fasern der Verstärkung sind teilweise durchgescheuert, die Staboberfläche ist jedoch noch vollflächig abgedeckt.

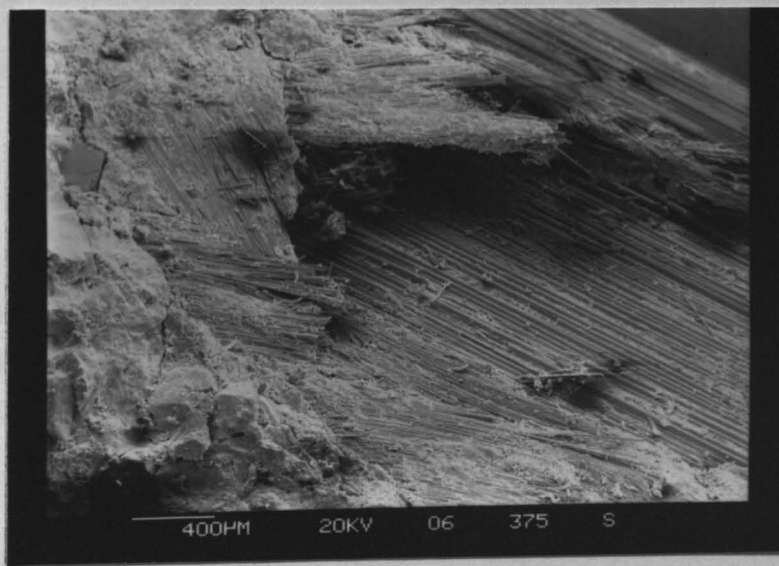


Bild 9.9: Bruchbereich eines verstärkten Stabes

Wird der Zugschwellversuch bis zum Versagen durchgeführt, so scheuert der Schutz bereichsweise vollständig durch. Das Versagensbild entspricht dem eines unverstärkten Stabes. Die noch haftenden Reste des Schutzes sind im linken oberen Bildbereich zu erkennen.

Eine Detailaufnahme dieser Stelle zeigt die freiliegenden und abgescheuerten Fasern, die sich in der Schutzschicht befinden. Die Fasern sind teilweise abgebrochen und liegen in der Schutzschicht verstreut. Die Schutzschicht ist an dieser Stelle deutlich beschädigt und zeigt eine unregelmäßige, zerklüftete Oberfläche.

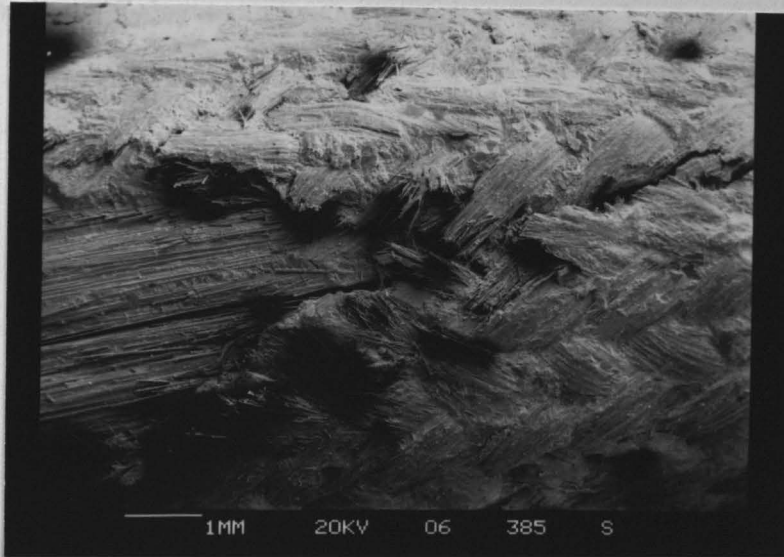


Bild 9.10: Bruchbereich eines verstärkten Stabes

Ein vergleichbares Schädigungsbild hat sich bei dem in Bild 9.10 gezeigten Element ausgebildet. Hier ist als zusätzliche Schädigung ein Längsriß entstanden, der sich bis in die Schutzschicht hinein fortsetzt.

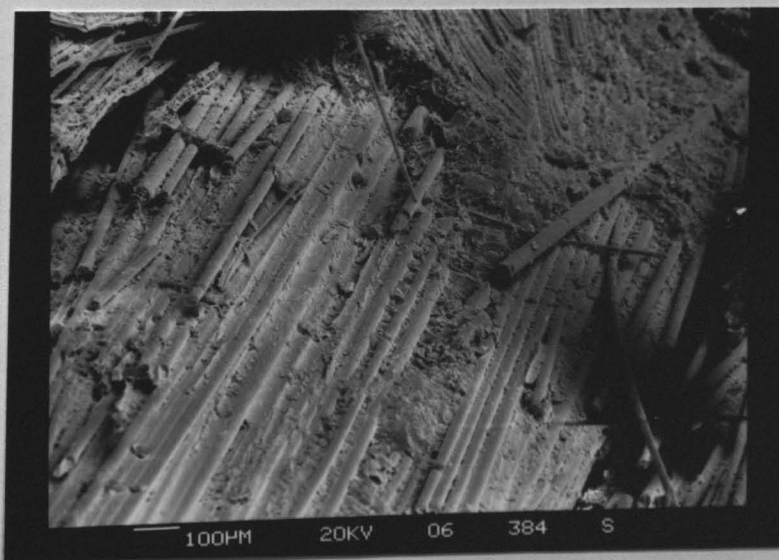


Bild 9.11: Detailaufnahme von Bild 9.10

Eine Detailaufnahme dieser Stelle läßt im unteren Bildbereich die freiliegenden und abgescheuerten Fasern erkennen. Oben befinden sich wiederum Reste der Verstärkung.

10. ZUSAMMENFASSUNG

Der vorliegende Bericht gibt die Untersuchungsergebnisse wieder, die zum Verhalten von Verankerungen für Glasfaserverbundwerkstoff unter dynamischer Beanspruchung ermittelt wurden.

Beginnend mit einem Überblick über die mechanischen Werkstoffeigenschaften, insbesondere hinsichtlich ihres dynamischen Verhaltens, werden die bisher untersuchten Verankerungen beschrieben. Dabei wird auf die Vergußrohr-Verankerung näher eingegangen, deren statische Leistungsfähigkeit im anderen Zusammenhang in zahlreichen Versuchen nachgewiesen wurde. Als Ergebnis von Grundlagenuntersuchungen wird über das Verbundverhalten des GF-UP-Stabs in Kunstharzmörtel unter statischer und schwellender Belastung berichtet. Im Anschluß wird das Tragverhalten und die Schwellfestigkeit von Vergußverankerungen dargestellt. Es wird auf den Einfluß von Mörtel- und Oberflächenmodifikationen zur Erhöhung der Schwellfestigkeit eingegangen. Um einen Vergleich zu haben, wird über den dynamischen Wirkungsgrad von Spannstahlverankerungen berichtet. Zum Abschluß werden grundsätzliche Möglichkeiten zur rechnerischen Behandlung des Verankerungs-Tragverhaltens bei Schwellbeanspruchung angegeben und die Ergebnisse mikroskopischer Untersuchungen an aufgeschnittenen Verankerungen mitgeteilt.

LITERATURVERZEICHNIS

- [1] Angas, W.M.: Glasfaserverstärkte Kunststoff-Stäbe als Bewehrung von Spannbeton. Kunststoff-Praxis, Heft 1, S. 37-39, 1956.
- [2] Boller, K.H.: Fatigue Characteristics of RP Laminates Subjected to Axial Loading. Modern Plastics, 1964, S. 145-150.
- [3] Dharau, C.K.H.: Fatigue Failure Mechanism in an Unidirectionally Reinforced Composite Material. ASTM STP 569, 1975, S. 171-188.
- [4] DIN 50900: Korrosion von Metallen
- [5] Dorsten, V.; Hunt, F.; Preston, H.K.: Epoxy coated seven-wire strand for prestressed concrete Journal of the P.C.J.; Vol 29, No. 4, July - August 84.
- [6] Engelke, P.; Jungwirth, D.; Manns, W.: Zur Einpreßtechnik bei Spanngliedern mit mehr als 1.500 kN Spannkraft. Mitteilungen des Instituts für Bautechnik, Heft 6/1979.
- [7] Erdmann, J.; Neisecke, J.; Rostásy, F.S.: Baustoffuntersuchungen an Spannbetonbauwerken zur Ermittlung des Langzeitverhaltens von Spannstählen; Bericht des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz; Braunschweig 1982.
- [8] Franz, H.E.: Schwingbruchstrukturen an faserverstärkten Kunststoffen. Z. Werkstofftech. 11, 343-360, 1980.
- [9] Funk, W.: Der Einfluß der Reibkorrosion auf die Dauerhaltbarkeit zusammengesetzter Maschinenelemente, Diss. TH Darmstadt, 1968.
- [10] Gunschmann, W.: Glas als Baustoff für die Bewehrung von vorgespannten Betonbauteilen. Glas-Email-Keramo-Technik 8/1951, S. 265-267.
- [11] Hofer, K.E.; Olsen, E.M.: An Investigation of the Fatigue and Creep Properties of Glass Reinforced Plastics für Primary Aircraft Structures, Final Report April 1967, Contract-No. NOW 65-0425-f, Naval Air System Command, Washington.
- [12] Institut für Bautechnik: Richtlinie für Zulassungs- und Überwachungsprüfungen an Spannstählen. Hier: Bestimmung für die Durchführung von Dauerschwingversuchen an Spannstählen - Juli 1977 -
- [13] Jungwirth, D.; Beyer, E.; Gröbl, P.: Dauerhafte Betonbauwerke. Beton-Verlag, 1986.
- [14] Kajfasz, S.: Some Tests on Beams Prestressed by Fibre-Glass Cords. Magazine of Concrete Research, Vol. 12, No. 35, 1960, S. 91-98.
- [15] Kepp, B.: Zum Tragverhalten von Verankerungen für hochfeste Stäbe aus Glasfaserverbundwerkstoff als Bewehrung im Spannbetonbau. Diss. Braunschweig, 1985.

- [16] Kim, H.C.; Ebert, L.J.: Axial Fatigue Failure Sequence and Mechanisms in Unidirectional Fiberglass Composites. J. o. Composite Materials, Vol. 12 (April 1978) p. 139.
- [17] Kotulla, B.; Gropp, M.: Zur Vorspannung von Betontragwerken mit Polystal. In: Spannbetonbau in der Bundesrepublik Deutschland, DBV 1982, S. 152-154.
- [18] Krüger, U.: Berechnung von Seilköpfen zur Verankerung patentverschlossener Drahtseile. Bauingenieur 52 (1977), S. 105-111.
- [19] Kupfer, H.; Hochreither, H.: Anwendung des Spannbetons; Betonkalender 1985, Teil 2, S. 821 f.
- [20] Leonhardt, F.: Vorlesungen über Massivbau - Spannbeton - (Teil 5); Springer Verlag, 1980.
- [21] Matting, A.; Müller, D.: Über die derzeitigen Kenntnisse vom Alterungsverhalten der glasfaserverstärkten Kunststoffe und Versuche einer mechanisch-technologischen Deutung des Phänomens. Werkstoffe und Korrosion 18, 1967.
- [22] Menges, G.; Thebing, U.: Mechanische Eigenschaften von unidirektional verstärktem GFK bei zyklischer und dynamischer Beanspruchung. Institut für Kunststoffverarbeitung in Industrie und Handwerk, Aachen 1978.
- [23] Mitchell, R.A.; Woolley, R.M.; Halsey, N.: High Strength End Fittings for FRP Rod and Rope. Engineering Mechanics (4), August 1974, S. 687-706.
- [24] Patzak, M.: Die Bedeutung der Reibkorrosion für nicht ruhend belastete Verankerungen und Verbindungen metallischer Bauteile des konstruktiven Ingenieurbaus. Dissertation, Universität Stuttgart, 1979.
- [25] Patzak, M.; Nürnberger, U.: Grundlagenuntersuchungen zur statischen und dynamischen Belastbarkeit von metallischen Drahtseilvergüssen (Vergußverankerungen). Mitteilungen 45/1978 aus dem SFB 64 der Universität Stuttgart.
- [26] Puck, A.: Zum Deformationsverhalten und Bruchmechanismus von unidirektionalem und orthogonalem Glasfaser/Kunststoff. Kunststoffe Bd. 55, 1965, S. 913-922.
- [27] Rehm, G.: Glasfaser-Harz-Verbundstäbe als Bewehrung. Vortrag Betontag 1973.
- [28] Rehm, G.: Gutachtliche Stellungnahme über die Material- und Verbundeigenschaften von HLV-Elementen im Hinblick auf einen Einsatz als Spannbewehrung beim Demonstrationsbauvorhaben "Brücke Ulenbergstraße" in Düsseldorf, Stuttgart 1985.

- [29] Rehm, G.; Eligehausen, R.: Einfluß einer nicht ruhenden Belastung auf das Verbundverhalten von Rippenstählen. Betonwerk u. Fertigteil-Technik Heft 6/1977.
- [30] Rehm, G.; Franke, L.: Kunstharzgebundene Glasfaserstäbe als Bewehrung im Betonbau. Die Bautechnik 4, 1974, S. 132-138.
- [31] Rehm, G.; Franke, L.; Patzak, M.: Zur Frage der Krafteinleitung in kunstharzgebundene Glasfaserstäbe. DAfStb. Heft 304, 1979.
- [32] Rehm, G., et al.: Verhalten von verzinkten Spannstählen und Bewehrungsstählen. Deutscher Ausschuß für Stahlbeton Heft 242, 1974.
- [33] Rostásy, F.S.: New Approach in Recommendations for Anchorage Assembly. Proceedings of the FIP Congress, Vol. 3, Stockholm, S. 95-98, 1982.
- [34] Rubinsky, I.A.; Rubinsky, A.: A Preliminary Investigation of the Use of Fibre-Glass for Prestressed Concrete. Magazine of Concrete Research, 1954, S. 71-78.
- [35] Schleicher, F.: Die Verankerung von Drahtseilen. Bauingenieur 24 (1949) S. 144-155 und S. 176-184.
- [36] Somes, N.F.: Resin-bonded Glass-Fibre Tendons for Prestressed Concrete. Magazine of Concrete Research, 1963, S. 151-156.
- [37] Untersuchungsbericht Nr. 81 1301: Experimentelle Untersuchungen an Vergußverankerungen. Unveröffentlichter Bericht der Amtlichen Materialprüfanstalt Braunschweig, 1981.
- [38] Untersuchungsbericht Nr. 83 1754: Anwendungsversuche an achtstäbigen HLV-Spanngliedern mit Rohrvergußverankerungen. Unveröffentlichter Bericht der Amtlichen Materialprüfanstalt Braunschweig, 1983.
- [39] Weiser, M.; Preis, L.: Glasfaser-Kunststoff-Elemente als Bewehrung im kommunalen Tiefbau. Tiefbau, Ingenieurbau, Straßenbau, 1979, S. 68-72.